

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
АКАДЕМІЯ ІНЖЕНЕРНИХ НАУК УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНА МЕТАЛУРГІЙНА АКАДЕМІЯ УКРАЇНИ

ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ

№1
(142)
2024

ЗАГАЛЬНОДЕРЖАВНИЙ НАУКОВО-ТЕХНІЧНИЙ ЖУРНАЛ

Видається з березня 1997 року
Виходить 6 разів на рік

Засновники: Національна металургійна академія України
Відділення матеріалознавства та металургії
Академії інженерних наук України

Видавці: Національна металургійна академія України
Відділення матеріалознавства та металургії
Академії інженерних наук України

Дніпро
2024

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНА МЕТАЛУРГІЙНА АКАДЕМІЯ УКРАЇНИ
АКАДЕМІЯ ІНЖЕНЕРНИХ НАУК УКРАЇНИ

Загальнодержавний
науково-технічний журнал

ISSN 1028-2335

Випуск 1 (142) 2024р

Свідоцтво про реєстрацію:
серія КВ № 21962-11862ПР
від 23 березня 2016 року

Наказом МІНІСТЕРСТВА ОСВІТИ І
НАУКИ УКРАЇНИ №157 від
09.02.2021 р. журнал включено до
категорії «Б» переліку наукових
фахових видань України, по
спеціальностям:

133 – Галузеве машинобудування;
136 – Металургія;
161 – Хімічні технології

Формат 60x84¹/₈.
Ум.друк.арк. 5,12

Адреса редакції та видавця: Національна
металургійна академія України,
пр.Гагаріна, 4, м.Дніпро, 49006
т.(056) 745-41-96;
Тираж 100 прим.

Засновники:

Центр (відділення) матеріалознавства і металургії Академії
інженерних наук України

Національна металургійна академія України

Редакційна колегія

Головний редактор

д.т.н., проф. **Пройдак Ю.С.** (Україна)

Заступник головного редактора

д.т.н., проф. **Камкіна Л.В.** (Україна)

д.т.н., проф. Білодіденко С.В.	(Україна)
д.т.н., проф. Волкова О. І.	(Німеччина)
д.т.н., проф. Гнатушенко В.В.	(Україна)
д.т.н., проф. Кнапинський М.Я.	(Польща)
д.т.н., проф. Куцова В.З.	(Україна)
д.т.н., проф. Лежнев С.М.	(Казахстан)
д.т.н., проф. Лялюк В.П.	(Україна)
д.т.н., проф. Малий Є.І.	(Україна)
д.т.н., проф. Медовар Л.Б.	(Україна)
д.т.н., проф. Сігарьов Є.М.	(Україна)
д.т.н., проф. Стовпченко Г.П.	(Україна)
д.т.н., проф. Фролов Я.В.	(Україна)
д.т.н., проф. Шатоха В.І.	(Україна)

Передрук лише за дозволом редакції

При використанні матеріалів посилання на журнал обов'язкове
**Видавництво не несе відповідальність за зміст матеріалу,
наданого автором до друку**

Матеріали публікуються на мові оригіналу

За якість перекладу статей на англійську мову редакція відповідальності не несе
**Редакційна рада залишає за собою право змінювати текст статей,
не впливаючи на загальний зміст наданого матеріалу**



+38056-745-41-96;

<http://tpm.nmetau.edu.ua>

e-mail: projdak@metal.nmetau.edu.ua

Комп'ютерне верстання О.Г.Безшкуренко

©УДУНТ 2024

MINISTRY OF EDUCATION AND SCIENCE OF UKRAINE
ACADEMY OF ENGINEERING SCIENCES OF UKRAINE
NATIONAL METALLURGICAL ACADEMY OF UKRAINE

THEORY AND PRACTICE OF METALLURGY

#1
(142)
2024

GENERAL STATE SCIENTIFIC AND TECHNICAL JOURNAL

Issued since March 1997
Released 6 times a year

Founders: National Metallurgical Academy of Ukraine
Department of Materials Science and Metallurgy
Of the Academy of Engineering Sciences of Ukraine

Publishers: National Metallurgical Academy of Ukraine
Department of Materials Science and Metallurgy
Of the Academy of Engineering Sciences of Ukraine

Dnipro
2024

**MINISTRY OF EDUCATION AND SCIENCE OF UKRAINE
ACADEMY OF ENGINEERING SCIENCES OF UKRAINE
NATIONAL METALLURGICAL ACADEMY OF UKRAINE**

National scientific journal

ISSN 1028-2335

Edition 1 (142) 2024 year

Certificate of registration:

KB № 21962-11862ПП

23.03.2016

By the order of the MINISTRY OF
EDUCATION AND SCIENCE OF
UKRAINE №157 from 09.02.2021,
the journal is included in category "B"
of the list of scientific professional
publications of Ukraine, by
specialties:

133 - Industry engineering;

136 - Metallurgy;

161 - Chemical technologies

Format 60x84¹/₈.

CPP. 5,12

Editorial address and publisher: National
Metallurgical Academy of Ukraine, Gagarina,
4, Dnipro 49006

т.(056) 745-41-96;

Copies of 100.

Founders:

Center (Department) of Materials Science and Metallurgy of the
Academy of Engineering Sciences of Ukraine
National Metallurgical Academy of Ukraine

Editorial board

Editor in Chief

D.Tech.Sc., prof. **Proydak Yu** (Ukraine)

Honorable Editor

D.Tech.Sc., prof. **Kamkina L.** (Ukraine)

Prof., d.t.s. Bilodidenko S.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Volkova O.	(Germany)
Prof., d.t.s. Gnatushenko V.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Knapinskij M.	(Poland)
Prof., d.t.s. Kutsova V.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Lezhnyev S.	(Kazakhstan)
Prof., d.t.s. Lyalyuk V.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Malij Ye.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Medovar L.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Sigarov Ye	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Frolov Ya.	(Ukraine)
Prof., d.t.s. Shatoha V.	(Ukraine)

Reproduction only with permission of the publisher

With reference to the journal is obligatory

Publisher is not responsible for the content of the material,
by authors for publication

Publikuyutsya materials in the original language

For quality translations of articles on English version is not liable

Editorial Board reserves the right to change the text of the articles without affecting
the overall content of the material



+38056-745-41-96;

<http://tpm.nmetau.edu.ua>

e-mail: projdak@metal.nmetau.edu.ua

Computer layout by Olexej Bezshkurenko

©USUST 2024

УДК 669.15"74-198:536.755

Kamkina¹ L.V., Velychko² K.A., Velychko³ A.G., Jiang Zhouhua⁴

Physico-chemical justification and experimental verification of a waste-free method of oxidative dephosphorization of a high-phosphorus manganese alloy

Мета дослідження: фізико-хімічне обґрунтування умов процесу та розробка раціонального алгоритму одностадійного безвідходного способу окисного дефосфорування високофосфористого марганцевого сплаву. *Методи:* термодинамічний аналіз основних реакцій при окислювальному рафінуванні марганцевих сплавів з високим вмістом фосфору. *Експериментальна перевірка основних стадій рафінування.* *Результати:* Розглянуто фізико-хімічну сутність процесу рафінування високофосфористого марганцевого сплаву, який полягає у створенні умов для окиснення в сплаві марганцю, вуглецю та кремнію. Термодинамічний прогноз перебігу реакцій за заданих умов окисного рафінування супутнього металу підтверджує можливість отримання трьох продуктів: малофосфористого марганцевого шлаку, залізного розплаву та фосфоровмісного шлаку з вмістом оксиду фосфору 18-20%. (фосфорне добриво). *Наукова новизна:* За результатами високотемпературного математичного моделювання встановлено, що найбільш раціональне споживання кисню, яке забезпечує досягнення поставлених завдань, становить ~ 13 м3. В якості окислювача доцільно використовувати кисень, що надувається повітрям, який вводять у ванну конвертера за допомогою надувного сопла зверху. При цьому загальна витрата повітря на 100 кг сплаву повинна бути близько 50 м3. *Практична цінність:* У роботі на основі термодинамічного прогнозу поведінки елементів супутнього сплаву в окисних умовах, оцінки термічної сторони процесу та подальшої експериментальної перевірки отримано результати, які підтверджують можливість створення безвідходної технологічної схеми рафінування високофосфористого сплаву. У цьому випадку рафінування сплаву доцільно проводити в умовах, наближених до умов сучасного виробництва малофосфористих марганцевих шлаків, при якому температура супутнього сплаву становить 1320...1350°C.

Ключові слова: електрометалургійне дефосфорування марганцевого концентрату, малофосфорний марганцевий шлак, високофосфорна марганцева лігатура, кисень, повітря, кисневий конвертер, продування.

The purpose of the study: physicochemical justification of the process conditions and development of a rational algorithm for a single-stage waste-free method of oxidative dephosphorization of a high-phosphorus manganese alloy. **Methods:** thermodynamic analysis of the main reactions during oxidative refining of manganese alloys with a high phosphorus content. **Experimental verification of the main stages of refining.** **Results:** The physicochemical essence of the refining process of a high-phosphorus manganese alloy, which consists in creating conditions for oxidation in the alloy of manganese, carbon and silicon, is considered. The thermodynamic forecast of the course of reactions under the given conditions of oxidative refining of the associated metal confirms the possibility of obtaining three products: low-phosphorus manganese slag, ferric melt and phosphorus-containing slag with a phosphorus oxide content of 18-20% (phosphorus fertilizer). **Scientific novelty:** Based on the results of high-temperature mathematical modeling, it was established that the most rational oxygen consumption, which ensures the achievement of the tasks, is ~ 13 m3. As an oxidant, it is advisable to use oxygen blown by air, which is introduced into the converter bath using an inflatable nozzle from above. In this case, the total air consumption per 100 kg of alloy should be about 50 m3. **Practical value:** In the work, based on the thermodynamic forecast of the behavior of the elements of the accompanying alloy in oxidizing conditions, assessment of the thermal side of the process and further experimental verification, results were obtained that confirm the possibility of creating a waste-free technological scheme for refining a high-phosphorus alloy. In this case, it is advisable to carry out the refining of the alloy in conditions close to the conditions of modern production of low-phosphorus manganese slag, in which the temperature of the accompanying alloy is 1320...1350°C.

Keywords: electrometallurgical dephosphorization of manganese concentrate, low-phosphorus manganese slag, high-phosphorus manganese ligature, oxygen, air, oxygen converter, blowing.

Introduction

Manganese ferroalloys are widely used in the smelting of steel and alloys, mainly in the form of ferromanganese and ferrosilicomanganese. When ferromanganese is smelted in ore reduction furnaces, ferromanganese brands and phosphorous slag are obtained. The main component of the charge in the smelting of manganese alloys is low-phosphorus slag, which is obtained from manganese concentrates in ore reduction furnaces by selective reduction of elements. From a thermodynamic point of view, phosphorus has a lower affinity for oxygen than manganese. This feature is used for the carbon reduction of phosphoric anhydride coke, iron oxides, all higher manganese oxides, as well as 5-10% manganese oxide to metallic manganese with the production of low phosphorus manganese slag and a small amount of metallic phase based on manganese, iron, silicon, phosphorus and carbon. At the same time, almost all manganese oxide and silica turn into slag. The established features of

dephosphorization of manganese-based alloys can be used to justify a rational technological scheme and establish an effective algorithm for refining the accompanying high-phosphorus manganese alloy from phosphorus.

Such an alloy with a high phosphorus content is a waste of the existing method of producing low phosphorus manganese slag. The alloy has the following chemical composition, %: Mn - 64.6; Si - 0.75; C - 5.8; P - 1.37; Fe is the rest. The output of the accompanying alloy when smelting 1 ton of slag is about 96 kg. At the same time, up to 50 kg of manganese is lost for every ton of phosphorous slag, which leads to the accumulation of manganese waste with a high phosphorus content, which has limited use. The possibility of its use in justifying the conditions of oxidative refining, taking into account the different chemical affinity of the alloy elements (Mn, P, Si, C, Fe) to oxygen. At the same time, the final goal can be not only the production of commercial ferromanganese and slag with a high

phosphorus content [1], but also the creation of a waste-free technology with the production of two products of different functional purposes - slag and metal.

Analysis of the features of the physical and chemical interaction of the elements of the accompanying manganese alloy in the conditions of oxidative refining.

The thermodynamic forecast of the course of the process of refining manganese alloy from phosphorus and other impurities, as well as the results of experimental verification, indicate the impossibility of increasing the efficiency of the process, in our opinion, without creating special conditions for its intensification. An increase in process indicators can be achieved by carrying out oxidative refining of the alloy by blowing it with a gaseous oxidizer. At the same time, the negative effect, which will manifest itself in a significant increase in the temperature of metal and slag, must be transformed into the advantages of the process, for example, by using melting coolants (gaseous, solid or liquid), the amount and composition of which will not decrease, but when certain refining conditions are created, will increase metallurgical value of refining products.

The choice of parameters of oxidative refining of the alloy, which will determine the features, mechanism and course of dephosphorization, depends not only on the initial composition of the alloy and slag-forming agents, but also on the new properties that the system acquires under the influence of external factors. The parameters of these effects on the studied process can

The following manganese phosphides exist in the Mn–P system [12, 13]:

Manganese phosphide	Mn ₃ P	Mn ₂ P	Mn ₃ P ₂	MnP
Phosphorus content in phosphide, %wt.	15,82	21,99	27,32	36,06

As shown in [13], there is a stronger interaction between Mn and P atoms than between Fe and P atoms.

Thermochemical calculations of the main reactions that can be carried out under the conditions of oxidative refining of a manganese alloy with an increased

be changed depending on the technological problems solved during the process in order to regulate the speed and direction of the main reactions of alloy refining.

Rational parameters of the refining process require the creation of a model of physical and chemical interactions between the reacting components based on a thermodynamic forecast of the course of the main reactions, an assessment of the thermal side of the process taking into account the known and established features of the kinetics of the processes under the given conditions of smelting. For the conditions of oxidative refining of a manganese alloy as one of the factors that determines its physical and chemical properties and the course of oxidation of alloy impurities, it is advisable to use the chemical affinity of the elements of the melt to oxygen. Since manganese is characterized by a chemical affinity for oxygen greater than that of iron [2, 3], it is practically impossible to effectively remove phosphorus in slag without significant losses of manganese through oxidative refining.

Phosphorus, which is contained in manganese ore concentrates) in the form of anion PO_4^{3-} , is adsorbed by manganese hydroxides and oxides, and is also represented by calcium phosphates [4-7]. In the process of smelting manganese ferroalloys, phosphorus is almost completely reduced not only by carbon, but also by silicon and manganese and turns into manganese ferroalloys [8-11].

phosphorus content were performed using the FactSage package, which consists of a number of information, database, calculation and manipulation modules that allow access and manipulation of pure substances and databases solutions [14].

Table 1 Changes in the thermodynamic parameters of the main reactions during the oxidative refining of a manganese alloy with a high phosphorus content

№	Reaction	Thermodynamic parameters at 1500°C		
		ΔH, kJ	ΔS, J/K	ΔG, kJ
1	2Mn ₃ P + 5,5O ₂ (g) = 6MnO + P ₂ O ₅	-3367.019	-748.907	-2039.094
2	2MnP + 3,5O ₂ (g) = 2MnO + P ₂ O ₅	-1957.288	-511.493	-1050.334
3	2Mn ₂ P + 4,5O ₂ (g) = 4MnO + P ₂ O ₅	-2585.445	-650.295	-1432.374
4	5Mn + P ₂ O ₅ = 5MnO + 2P	-595.446	-36.214	-531.234
5	2Fe + O ₂ (g) = 2FeO	-476.438	-99.367	-300.246
6	Si + FeO = Fe + SiO ₂	-470.537	-98.685	-295.554
7	7 MnO + C = Mn + CO(g)	288.379	172.248	-17.042
8	Mn ₂ P = 2Mn + P	209.509	45.040	-5.476
9	Mn ₃ P = 3Mn + P	274.350	101.357	-6.727
10	MnP = Mn + P	170.308	43.343	-6.234

According to the data presented in the table. 1, manganese phosphides have high strength and their dissociation is possible at a fairly high temperature: reaction (8) - ~ 4500°C; (9) - ~ 2500°C; (10) - ~ 3800°C. Analysis of thermodynamic conditions shows that the

essence and mechanism of physicochemical transformations during oxidative refining of highly phosphorous manganese can be as follows. The high thermodynamic strength of Mn₂P, Mn₃P and MnP phosphides

presupposes primarily reactions (1)-(3) with the formation of MnO and P₂O₅. Simultaneously with these reactions, the reaction of manganese oxidation of the alloy develops during interaction with P₂O₅ and the formation of slag based on manganese oxides and phosphorus, which dissolves in iron, creating a metallic phase. In this case, the physicochemical model of oxidative refining of a manganese alloy with a high phosphorus content will be determined by the factors of thermodynamics and real kinetics. The simultaneous implementation of reactions not forbidden by thermodynamics with a speed determined by the chemical affinity of the elements to oxygen and their mutual influence is taken into account. In addition, the exothermic nature of oxidation-reduction reactions (except for the reaction of carbon oxidation with iron oxide), the arrival of thermal energy from which leads to a significant increase in the temperature of slag and metal, which requires the creation of a cooling effect by adding melt coolers. The high chemical activity of manganese to oxygen creates conditions for intensive oxidation of manganese, and "protects" phosphorus and iron from oxidation with the formation of a metallic phase. The formation of the slag phase on the basis of manganese oxide and cooling materials, the quantitative ratio of which ensures in the process of oxidative refining the necessary melting temperature of the slag phase, its fluidity and, accordingly, the achievement of high refining speeds.

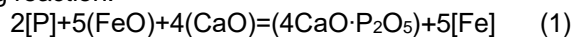
Thus, the main provisions that can be used in justifying the scheme and establishing rational parameters of oxidative refining of the alloy were adopted: higher chemical affinity of manganese to oxygen compared to phosphorus; exothermic nature of the oxidation reactions of manganese, silicon, iron and carbon with oxygen; the need to cool the melt during the oxidative refining of the alloy [15]; exclusion from the composition of lime smelting coolers [16]; approximation of the average temperature of the process to the initial temperature of the highly phosphorous alloy of current production [17].

In order to create a rational method of dephosphorylation of manganese alloys that is efficient in terms of costs and results, an analogy was drawn between the physical and chemical features of the redistribution of melts based on iron and manganese. Under the conditions of steel melting in the oxygen converter, the excess amount of elements of the iron-carbon melt is oxidized by blowing oxygen and iron oxides (except for sulfur, the transition of which is carried out by an exchange-type reaction). At the same time, a mandatory condition for effective desulfurization is the creation of the main slag. The oxygen-converter process is also characterized by the gas mode of its implementation, as a result of which steel and an inevitable by-product are obtained - slag, in which harmful impurities, including phosphorus, are assimilated.

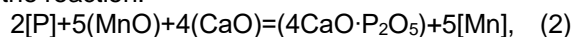
The production of manganese alloys is carried out under reducing conditions by endothermic reactions of carbon-thermal reduction of manganese, silicon and iron oxides using external sources of thermal energy.

When working with manganese raw materials, several technologies are implemented to obtain at least two types of materials and, accordingly, two types of waste [18]. These features are determined by the fact that the phosphorus of well-known manganese phosphides, which have a fairly high strength, is largely transferred from the ore raw material to the alloy, and when the necessary conditions are created, it can be assimilated by the slag or remain in the alloy [11]. From a physicochemical point of view, the implementation of dephosphorization of a highly phosphorous manganese alloy with the production of an additional amount of commercial ferromanganese by a method similar to the dephosphorization of steel (ferrite method) using basic slag is practically impossible, since manganese has a greater affinity for oxygen than iron [2].

During steel smelting, dephosphorization takes place with the participation of the slag phase containing (FeO) as an oxidant, according to the corresponding reaction:



Under the conditions of ferromanganese production, such an oxidizing agent can be (MnO) according to the reaction:



Calculations showed that this reaction in the direct direction does not occur, since manganese has a greater affinity for oxygen than phosphorus. Manganese acts as a reducing agent of phosphoric anhydride, even if phosphoric anhydride is bound to calcium oxide:



However, in the conditions of refining an alloy with a high phosphorus content, the reaction of oxidation of phosphorus by iron oxide, which occurs intensively during steel smelting, will not lead to a significant decrease in the phosphorus content in the alloy, since during the refining of ferromanganese simultaneously with this reaction, the reduction of phosphoric anhydride by the manganese of the alloy will more likely occur by reaction (3). As a result of the simultaneous flow of reactions (1) and (3), iron oxide will oxidize manganese with its transition into the slag phase. Thus, in the conditions of ferromanganese smelting, oxidative refining of ferromanganese from phosphorus is practically impossible thermodynamically. The main idea that determines the final results of refining in its development is to create conditions for the predominant oxidation of manganese, oxidation of a certain part of carbon and silicon with the formation of a low-phosphorus slag based on manganese and metal oxides based on iron and phosphorus.

In order to justify the rational physical and chemical conditions for the oxidative refining of the accompanying manganese alloy, thermodynamic calculations of the forecast of the behaviour of the elements in the conditions of the oxidative refining of the alloy were carried out. In the future, based on the results of the thermodynamic forecast and the established kinetic laws of the process, it is necessary to substantiate the optimal conditions and propose a technological

scheme of refining, which will ensure the implementation of a waste-free method of oxidative refining of the alloy.

When calculating the values of changes in Gibbs energy for the reactions that take place during the oxidative refining of the accompanying manganese alloy, in order to approximate real conditions, the values of changes in ΔG of dissolution in iron C, Si, Mn, and P were taken into account according to the expressions given in [19]. The results of calculations of changes in the Gibbs energy of the studied reactions as a function of temperature confirm the possibility of creating the necessary conditions, which in the process of oxidative refining of the accompanying manganese alloy with a high content of phosphorus, will ensure a significant minimization of the oxidation of phosphorus in the alloy and its transition to the slag phase. In this case, silicon, manganese, iron and carbon of the metal alloy will "protect" phosphorus from oxidation.

One of the most important parameters of the oxidative refining of a by-metal is the temperature of the process. Taking into account the fact that the temperature of the accompanying metal according to the current low-phosphorus slag smelting technology is about 1350°C, the interval of 1400...1600°C was previously adopted as the most rational temperature interval for the release of refining products, with the possibility of approaching the temperature at the outlet to the temperature of the original accompanying metal. The adopted temperature interval is justified by the fact that when using only air blast as an oxidizer, without additional cooling of the melt, the final temperature can reach 2000°C, which requires the use of solid coolers of the melt. Another, no less important parameter of the oxidative refining of the accompanying metal is the amount and type of oxidizing agent. To ensure the maximum degree of oxidation of manganese and minimum phosphorus, it is advisable to use a combination of two types of oxidizing agents - gaseous and solid. Air is chosen as the main oxidizing agent necessary for the intensification of the process. Its use in the refining of the accompanying metal is justified by the possibility of obtaining two positive effects of synergy: oxidation of elements (Mn, Si and C) with air oxygen and cooling of the melt with air nitrogen. In the case of a significant increase in the temperature of metal and slag at the outlet, its reduction can be achieved by adding materials that are effective coolers, for example, rolling slag. According to data [20], the cooling effect of scale is about 4 times higher than that of scrap metal.

Thus, when using rolling slag in the process of oxidative refining of the accompanying metal, two more positive effects can be realized: cooling of the melt and additional oxidation of alloy impurities. The total cooling effect for the option of implementing the process at 1500°C is determined by the difference between the heat input from the oxidation reactions of silicon (~ 17,000 kJ/kg silicon), manganese (~ 3,000 kJ/kg manganese), iron (~ 4,250 kJ/kg iron) and heating costs melting coolers to a given temperature (slag, SiO₂, MgO, etc.), dissociation of iron oxides that are part of

the slag: $Q_{\text{Fe}_2\text{O}_3} = 5.134 \text{ kJ/kg}$ and $Q_{\text{FeO}} = 3.744 \text{ kJ/kg}$, the implementation of the endothermic reaction of carbon alloy oxidation by iron oxide to CO (~ 9500 kJ/kg of carbon). According to calculations, the specific heat consumption when using slag is about 4200 kJ/kg of slag. Heat losses in the converter-type unit are estimated to be 3.5% of the total heat energy input. Heat losses with exhaust gases, which are formed during oxidative refining of manganese alloy with air blast (N₂ and CO), were also taken into account.

In order to establish the possible influence of oxygen consumption (O₂ of air blowing and oxygen of iron oxides (FeO + Fe₂O₃) and process temperature on indicators of oxidative refining of manganese alloy (compositions of metal and slag), data were obtained that establish a relationship between oxygen consumption and compositions of slag and metal phases for the conditions of oxidative refining of the alloy at different temperatures of 1400...1900°C. The given values of changes in the Gibbs energy of the investigated reactions as a function of temperature confirm the possibility of creating the necessary conditions that, in the process of oxidative refining of the accompanying manganese alloy with a high phosphorus content, will ensure a significant minimization of the phosphorus oxidation of the alloy and its transition into the slag phase. In this case, phosphorus will be "protected" by silicon, manganese, iron and carbon of the metal alloy.

The analysis of the obtained dependences of the compositions of the metal and slag phases on the oxygen consumption and the temperature of the process allows us to assume that when using ~ 13m³ of oxygen for the entire refining process of highly phosphorous metal, the achievement of the set tasks is ensured - obtaining manganese low phosphorous slag and a metal phase based on iron and phosphorus. When only air blowing is used as an oxidizer, the air consumption, which will ensure that 13 m³ of oxygen enters the bath, is about 61.9 m³ (oxygen - 13 m³ and nitrogen - 48.9 m³). A decrease in the oxygen consumption below 13m³ per 100 kg of alloy leads to a decrease in the content in the slag phase (MnO), an increase in the air consumption above 13m³ in the investigated temperature range (1400...1900°C) - to a decrease in the content in the slag (MnO) due to an increase in its content (FeO). The intensity of formation (FeO) will increase with a decrease in the content of carbon, silicon and manganese in the metal. At the same time, a decrease in temperature by 100°C leads to a decrease in the completeness of the transition of manganese to slag by ~ 0.8%. Increasing the temperature of the process by 100°C increases the phosphorus content in the slag by 0.7% while increasing the FeO content in it by ~ 0.9%.

Based on the analysis of the obtained data, no significant effect of temperature on the composition of the slag and metal phase at a constant oxygen consumption was found. The ambient temperature of the release of slag and metal melts is determined by the melting temperature of low-phosphorus manganese slag, which is about 1400°C, which is significantly higher

than the melting temperature of the remains of the iron-based metal phase, which contains 4-6% phosphorus.

Experimental evaluation of the refining efficiency of the accompanying manganese alloy under oxidizing conditions.

Experimental melting was carried out on a high-temperature model of a 30 kg converter-type unit with a magnesite lining. As an object of refining, the accompanying manganese metal obtained during the production of low-phosphorous manganese slag in the amount of 30 kg with the following composition in % by weight was used: Mn -50.00; Fe – 42.00; C – 3.50; Si – 0.20; P -4.30.

As a gaseous oxidizer, air was used, which was introduced from the compressor into the liquid alloy through the upper blowing two-nozzle lance, which was cooled by running water. The specific air consumption per nozzle was 0.55 m³/min. The inner diameters of the nozzles of the blowing nozzle were equal to 3.8 mm. The temperature of the accompanying metal, which was melted in the induction furnace, was 1320°C. The lining of the melting unit was heated up to ~ 1200°C before the experimental companion metal was released into it. The location of the lance above the level of the still metal was 76 mm (20 calibres). The blowing time is 13 minutes. The total time of the pro-

cess of oxidative refining of the accompanying manganese metal with three times the addition of flux (3·0.5 min.) was ~ 14.5 min. Flux additives were made using briquettes based on them (diameter - 3.2 cm; thickness - 3.5 cm). The temperature of the metal melt was measured using a BP5/20 thermocouple immersed in the melt: the first measurement - after the release of the accompanying metal into the laboratory unit, the following - before the introduction of the flux, the last temperature measurement was carried out 0.5 minutes after the end of purging.

The introduction of additives on the surface of the liquid bath was carried out with the cessation of air blowing of the metal bath for 0.5 min. The first portion was placed on the surface of the metal bath after blowing for 2 minutes; the second - after blowing for 4 minutes; the third - after blowing for another 4 minutes. After the addition of the last portion of additives, purging was carried out for 3 minutes, which is necessary to maintain the slag in a liquid state, to implement the final period of oxidation of manganese with air oxygen, to raise the temperature of the slag and metal residues to the outlet temperature (~1550...1600°C) and to average the metal and slag phase by chemical composition and temperature. At the end of the process, slag and metal samples were taken and their chemical composition was determined.

Table 2 Results of experimental high-temperature modeling of oxidative refining of highly phosphorous metal

№ пп.	Type of product of oxidative refining								T, °C on release
	Low-phosphorous manganese slag, %wt.				Metal phase (ferrophosphorus), %wt.				
	MnO	FeO	SiO ₂	P ₂ O ₅	Fe	Mn	P	Si	
1	69,30	1,58	31,80	0,01	86,60	6,99	6,38	0,002	1530
2	73,8	1,25	29,7	0,02	85,40	6,57	6,30	0,003	1410
3			8,5	18,5	remain-der	2,7	0,002		1540

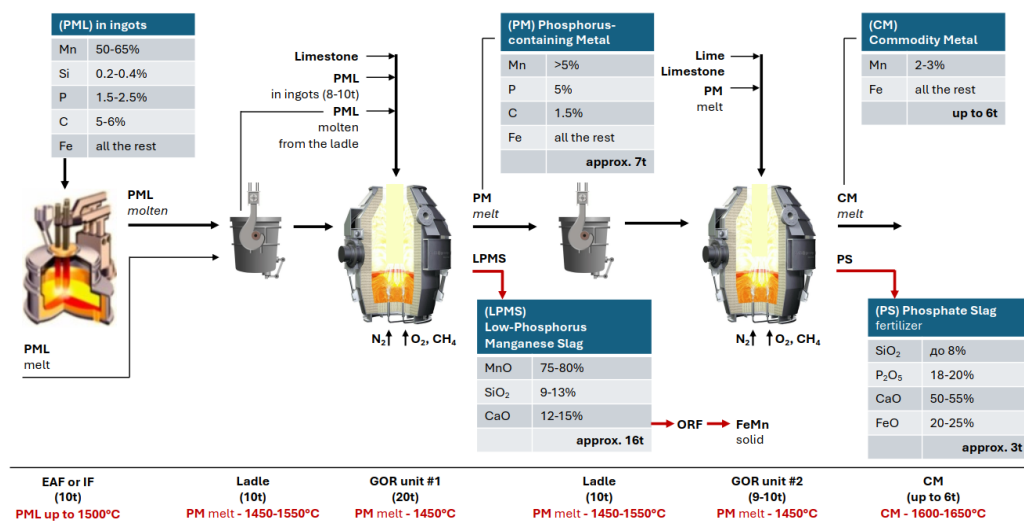
The temperature of the metal before the introduction of the first portion of the fluxes onto the surface of the melt was ~ 1425°C; before introducing the second portion of the melt onto the surface ~ 1495°C; the third ~ 1550°C. The temperature at the end of the oxidation refining process before the release of slag and metal was about 1595°C. As a result of the implementation of the method of refining 30 kg of accompanying metal (waste from the production of low phosphorous slag) in laboratory conditions using a high-temperature model of the converter type, low phosphorous slag in the amount of 25.6 kg (melt No. 1) and a metal close in composition to ferrophosphorus in the amount 17.4 kg. The obtained ferrophosphorus in a liquid state was transferred to the converter, limestone was loaded and melt blowing was carried out. As a result, a commercial metal containing 2-3% Mn was obtained, the rest - iron and slag with a P₂O₅ content of 18-20%, the rest CaO SiO₂. Such slag can also be used as a phosphate fertilizer.

The obtained results indicate the expediency of using in industrial conditions of refining a highly phosphorous manganese alloy in oxidizing conditions using air blowing.

The choice of the most rational algorithm for the mode of blowing and slag formation is determined by the peculiarities of the real kinetics of oxidation reactions, mainly by the change in the intensity of the carbon oxidation reaction of the metal melt. With a significant increase in the intensity of carbon oxidation, which corresponds to an increase in temperature to ~1450°C and leads to a significant increase in gaseous products formed in the volume of the metal melt, it is advisable to reduce the specific air consumption during this period. After the introduction of flux additives and scum for cooling the metal bath, with a significant decrease in the carbon content in the metal (~ to 0.2 ÷ 0.3%), the specific air flow can be increased to the optimal level.

In work based on thermodynamic forecast the behavior of the elements of the accompanying alloy under oxidizing conditions, evaluation of the thermal side of the process and further experimental verification, the results were obtained, which confirm the possibility of creating a waste-free technological scheme for refining a highly phosphorous alloy (Fig. 1).

The technological flow chart for processing of phosphorus-containing manganese ligature (PML)



The classical scheme of ferromanganese alloys production under the conditions of recycling high-phosphorus manganese ores of the Nikopol deposit has been significantly changed. Under the leadership of Academician Gasik M.I. specialists of the former Dnepropetrovsk Metallurgical Institute and Nikopol Ferroalloy Plant proposed and adopted the technology of smelting first low-phosphorus manganese slag from the concentrate of high-phosphorus manganese ore, and then, using this slag, proposed to smelt high-quality ferromanganese. Low-phosphorus manganese slag contains 38-39% Mn (50-51% MnO), 32-34% SiO₂ and 0.02% P and serves as a quality material for smelting manganese alloys in ore-recovery furnace.

Iron, phosphorus and partially manganese reduced during processing form a metallic melt with high content of manganese and phosphorus. The composition of the melt, which was determined at the plant as a ligature, is manganese - 55-65%, carbon - 5-6%, silicon - 0.2%, phosphorus - 1.5-2.5% and the rest - iron. Up to 50 tons of such ligature are smelted per day. The produced melt is a valuable material in terms of manganese content, but high concentrations of phosphorus make its use impossible. Tens of thousands of tons of ligature in ingots are stored and await processing using efficient technology.

Therefore, processing of phosphorus manganese ligature, a valuable by-product of low-phosphorus

manganese slag smelting, is an urgent and demanded task.

The performed laboratory research and calculations allowed to propose a step-by-step separation by selective oxidation of the main components of phosphoric manganese ligature - manganese, carbon, phosphorus and iron. On 1t and 5t converters of gas-oxygen refining of the National Metallurgical Academy of Ukraine and the plant "Promarmatura" in Mirgorod the semi-industrial and industrial testing of the components of the proposed method of processing of phosphorus manganese ligature (PML) was carried out. In particular, the possibility of oxidative blowing of PML melt and obtaining low-phosphorus manganese slag, as well as blowing of phosphorus-containing melt to phosphate slag.

For Nikopol Ferroalloy Plant a technological sequence of FML processing was developed, the scheme of which is proposed in Fig. 1.

Three steelmaking units are used for processing: 10t electric arc furnace (EAF) (or induction furnace of the same capacity), gas-oxygen refining converters 20t - #1 and 10t - #2 (Fig. 2). Gas-oxygen refining converters (GOR) provide oxidative blowing of melts and intensive mixing during melting. The National Metallurgical Academy of Ukraine has accumulated extensive experience in oxidative blowing in the GOR converter.



Fig. 2. Gas-oxygen refining converter (GOR)

PML ingots are melted in 10t EAF (or induction furnace). The melt is poured into a ladle and transferred to the GOR converter section, after which it is charged into 20t converter #1 through a neck at a temperature of about 1500°C. Oxygen blowing is carried out through bottom tuyere. During blowing 10t of PML ingots are loaded in several portions to cool the smelting and limestone is loaded to form slag. Blowing mode and cooling of the smelting is carried out in such a way that oxygen blowing provides oxidation of manganese and partially carbon, while phosphorus is retained in the iron melt. As a result of oxidation manganese forms low-phosphorus slag (LPMS) and its concentration in the melt decreases from 50-65% to 5%. When manganese concentration in the melt exceeds 5%, the latter blocks phosphorus oxidation and its transfer to slag. In this connection, oxygen blowing in the first GOR converter is finished after manganese concentration in the melt reaches about 5%. A large amount of low-phosphorus slag is formed, which is tapped from the converter to the slag bowl 3 times. Slag composition: MnO - 75-80%, CaO - 12-15%, SiO₂ - 9-13%. Up to 17 tons of LPMS obtained (smelted) is used as a commercial product for smelting ferromanganese in the subsequent ore-reduction furnace. Another smelting product is phosphorus metal (PM), which contains up to 1.5% carbon, more than 5% manganese and about 5% phosphorus. The latter (about 7t) is poured into a ladle and transported to GOR converter #2.

Approximate consumption of materials and energy per 1 t of PML in the GOR unit №1:

1. Electricity consumption – 300-350 kWh.
2. Oxygen consumption for oxidation of manganese – 130 m³/t
3. Oxygen consumption for by-product decarburization of metal – 45 m³/t
4. Natural gas consumption – 15-17 m³/t
5. Nitrogen consumption – 15 m³/t

The purpose of GOR converter #2 is to remove carbon and successfully dephosphorise. In this oxygen blowing process, converter #2 solves these tasks. During the blowdown, lime is loaded into the converter in portions and slag is removed at a P₂O₅ content of 18-20%. After that new slag is induced and further oxida-

tion of phosphorus is carried out with further slag removal when it reaches 18-20% of phosphorus oxide. Obtained phosphate slag (PS) contains 18-20% P₂O₅, 50-55% CaO, up to 8% SiO₂ and 20-25% FeO. The amount of phosphate slag is up to 3 tons per smelting or about 160kg per ton of phosphate manganese ligature. Phosphate slag is a high-quality fertiliser for agriculture.

As a result of refining in the GOR #2 converter a melt with relatively low carbon content and manganese concentration up to 2-3% is obtained, which is in demand as a metal billet. The amount of metal is ~ 6t per melt or 300kg per ton of PML.

At the approximate duration of melting in GOR unit №1 and GOR unit №2 is about 2 hours.

There are ~ 10 melts per day.

Using 20 tons of GOR unit №1 and up to 10 tons of GOR unit №2 it is possible to process in a day ~ 200 tons of PML and approximately to receive:

- low-phosphorus manganese slag (LPMS) – 160t (for manganese ferroalloys production)
- phosphate slag – 30t (phosphate fertilizer)
- commodity metal – 60t (ingots/billets for steel production)

Per month (20 working days):

- commodity LPMS – 3 200t
- phosphate slags – 600t
- commodity metal – 1 200t

Conclusions. Based on the results of thermodynamic calculations, a rational algorithm for a waste-free method of oxidative dephosphorization of the accompanying highly phosphorous manganese alloy, which is formed during the electrometallurgical dephosphorization of manganese concentrate, was determined. The physico-chemical essence of the process of refining a highly phosphorous manganese alloy is considered, which consists in creating conditions for the oxidation of manganese, carbon and silicon in the alloy. The thermodynamic prediction of the course of reactions under the given conditions of oxidative refining of the accompanying metal confirms the possibility of obtaining three products: low phosphorous manganese slag, iron-based melt and phosphorus-containing slag with a content of phosphorus oxide of 18-20% (phosphorous fertilizer). It is promising and effective to

use blowing of the melt with oxygen in an oxygen converter using a blowing nozzle from above with an oxygen consumption of 15...13m³. At the same time, the total air consumption per 100 kg of alloy should be about 50 m³. On the basis of the thermodynamic forecast of the behavior of the elements of the accompanying alloy under oxidizing conditions, the assessment of the thermal side of the process and further experi-

mental verification, the results were obtained that confirm the possibility of creating a waste-free technological scheme for the refining of a highly phosphorous alloy. At the same time, it is advisable to refine the alloy in conditions close to the conditions of current production of low-phosphorous manganese slag, in which the temperature of the accompanying alloy is 1320...1350°C.

References

1. Sposib defosforatsii rідkoho vuhletsevoho feromarhantsiu z pidvyshchenym vmistom kremniiu. № 114147. Mianovska Ya.V., Proidak Yu.S., Kamkina L.V., Mishalkin A.P., Hryshchenko Yu.N. Publikatsiia vidomostei 25.04.2017, Biul. №8.
2. Fraser A Armstrong .Why did Nature choose manganese to make oxygen? Philos Trans R Soc Lond B Biol Sci. 2008; 363(1494): 1263–1270. doi: 10.1098/rstb.2007.2223
3. Vincent L. Pecoraro, Michael J. Baldwin, Andrew Gelasco. Interaction of Manganese with Dioxygen and Its Reduced Derivatives. Chem. Rev. 1994, 94, 3, 807-826. 1994. <https://doi.org/10.1021/cr00027a012>
4. Post JE. Manganese oxide minerals: Crystal structures and economic and environmental significance. Proc. Natl. Acad. Sci. USA. 1999;96:3447–3454. doi: 10.1073/pnas.96.7.3447
5. Matthias Augustin, Daniela Fenske, Ingo Bardenhagen, Anne Westphal, Martin Knipper, Thorsten Plaggenborg, Joanna KolnyOlesiak, Jürgen Parisi. Manganese oxide phases and morphologies: A study on calcination temperature and atmospheric dependence. Beilstein J Nanotechnol. 2015; 6: 47–59. doi: 10.3762/bjnano.6.6
6. Mn oxide formation by phototrophs: Spatial and temporal patterns, with evidence of an enzymatic superoxide-mediated pathway. Dominique L. Chaput, Alexandre J. Fowler, Onyou Seo, Kelly Duhn, Colleen M. Hansel, Cara M. Santelli. Sci Rep. 2019; 9: 18244. doi: 10.1038/s41598-019-54403-8
7. Hasyk M.Y. Marhanets / M.Y. Hasyk. – M.: Metallurhyya, 1992. – 608 s.
8. Hasyk M.Y. Fosfor v nykopol'skykh marhantsevykh rudakh y eho povedenye pry vyplavke marhantsevykh ferrosplavov / M.Y. Hasyk, V.F. Horbachev, S.Y. Khytryk // Yzv. vuzov. Chernaia metallurhyya. – 1972. – №8. – S. 69-75.
9. Shin D.J., Gao X., Ueda S., Kitamura S.-Y. Selective Reduction of Phosphorus from Manganese Ore to Produce Ferromanganese Alloy with Low Phosphorus Content. Journal of Sustainable Metallurgy. Volume 5, Issue 3, 15 September 2019, Pages 362-377. DOI: 10.1007/s40831-019-00227-9.
10. Xi X., Yang S., Li J., Luo D., Cai X., Lai C. Phosphorus distribution between rare earth oxides containing slags and ferromanganese alloy. Ironmaking and Steelmaking. Volume 46, Issue 5, 28 May 2019, Pages 485-490. DOI: 10.1080/03019233.2017.1405151.
11. Kim D.-Y., Kim H.-S., Jung S.-M. PReduction of (Mn,Fe)-carbide containing low phosphorus by carbothermic reduction of Mn oxide and Fe oxide. Engineering Solutions for Sustainability: Materials and Resources II. 2016, Pages 73-83. DOI: 10.1007/978-3-319-48138-8_6
12. Dyahrammy sostoianiya dvoynykh metallicheskykh system: Spravochnyk v 4-kh t. / Pod. red. akademyka N.P. Liakysheva. T.2. – M.: Mashynostroenye. –1997. – S. 509-510.
13. Lee, Y.E. Thermodynamics of the Mn-P system. Metallurgical Transactions B. Volume 17, Issue 4, December 1986, Pages 777-783. DOI: 10.1007/BF02657140
14. FactSage thermochemical software and databases - recent developments. Bale C.W., Bélisle E., Chartrand P., Decterov S.A., Eriksson G., Hack K., Jung I.-H., Kang Y.-B., Melançon J., Pelton A.D., Robelin C., Petersen S. Calphad: Computer Coupling of Phase Diagrams and Thermochemistry. Volume 33, Issue 2, June 2009, Pages 295-311. DOI: 10.1016/j.calphad.2008.09.009.
15. Xi X., Yang S., Li J., Luo D., Cai X., Lai C. Phosphorus distribution between rare earth oxides containing slags and ferromanganese alloy. Ironmaking and Steelmaking. Volume 46, Issue 5, 28 May 2019, Pages 485-490. DOI: 10.1080/03019233.2017.1405151
16. Fujita Masaki, Katayama Hiroyuki, Yamamoto Akira, Matsuo Michitaka. DEPHOSPHORIZATION OF Fe-Mn-C ALLOY WITH BaCO₃. Tetsu-To-Hagane/Journal of the Iron and Steel Institute of Japan. Volume 74, Issue 5, May, Pages 816-822. DOI: 10.2355/tetsutohagane1955.74.5_816
17. Joo, S.-W., Hong, S.-H., Lee, G.-H., You, B.-D. Evaporation behavior of low carbon ferromanganese alloy melt at reduced pressure. Metals and Materials International. Volume 19, Issue 3, May 2013, Pages 585-590. DOI: 10.1007/s12540-013-3030-x
18. Hasyk, M. Y. Teoryia y tekhnolohyya elektrometallurhyy ferrosplavov: Uchebnyk dlia vuzov / M. Y. Hasyk, N. P. Liakyshev. – M.: SP Ynternet Ynzhynerynh, 1999. -764 s.
19. Əllyot D.F., Hleizer M., Ramakryshna V. Termokhymyya staleplavylynykh protsessov. Spravochnyk. — M.: Metallurhyya, 1969. 252 s.
20. Rozenhart Yu. Y. Vtorychnyye enerhetycheskye resursy chernoi metallurhyy y ykh yspolzovanye / Yu. Y. Rozenhart, B.Y. Yakobson, Z. A. Muradova // K.: Vyshcha shkola. Holovnoe yzd-vo, 1988. — 328 s.

УДК 669.162.24:621.928

Засельський В. Й., Пополов Д. В.

Визначення важливих чинників енергоємності у процесі доменного виробництва

Zaselskyi V., Popolov D.

Identification of critical factors affecting energy consumption in the blast furnace production process

Метою досліджень є виявлення факторів, що впливають на енергоємність доменного виробництва, визначення та надання науково-обґрунтованих рекомендацій щодо застосування необхідного обладнання, яке дозволяє зменшити енергоспоживання в існуючих технологічних трактах. Виявлення факторів виконувалось методом експертного оцінювання. На першому етапі формувалась експертна група з фахівців вищезазначеного виробництва, на другому етапі визначалась їх компетентність; на третьому етапі використовувався метод Дельфі, експертами були сформовані фактори котрі впливають на енергоємність доменного виробництва; на четвертому етапі були надані оцінки ступеня впливу зміни обраних факторів. Отримані дані оброблялись статистичним методом та ранжувались у порядку зменшення впливу на енергоємність досліджуваного виробництва. Ступінь узгодженості думок експертів оцінювалось за допомогою коефіцієнта конкордації. За результатами отриманої експертної оцінки було встановлено, що найбільший вплив на енергоємність доменного виробництва чинить вміст некондиційних фракцій коксу та залізовмісної частини шихти. Тому була звернута увага на підготовчі процеси пов'язані з розділом металургійної шихти за крупністю та виконано аналіз формування гранулометричного складу шихтових матеріалів на різних ділянках тракту його переробки і транспортування до подачі в доменну піч. Аналіз отриманих даних показав, що на тракті шихтопідготовки відбувається постійне нарощування вмісту некондиційного матеріалу в об'ємі шихти, в той же час ефективність грохочення сировини не перевищує 50 % для агломерату та 60 % для коксу, що не дозволяє забезпечити необхідні технологічні вимоги до прийнятних відсотків дрібних фракцій. З'ясовано, що в початковій шихті міститься 8,6 % і 19,9 % забиваючих частинок, розміри котрих близькі до розміру апертури сит (5 мм для агломерату та 25 мм для коксу) у зв'язку з чим, вірогідність їх проходження через отвори сіячої поверхні наближаються до нуля. При грохоченні досліджуваних матеріалів товстим шаром важкопрохідні через отвори сіячої поверхні частинки з часом забивають її, внаслідок чого знижується ефективність відсіву некондиційної частини металургійної шихти, що суттєво впливає на енергоємність доменного виробництва.

Рекомендується знайти сучасні технічні рішення, які б дозволили збільшити ефективність грохочення за рахунок зменшення забиття сіячої поверхні грохотів, а також одночасно з цим вирішити питання якості стабілізації гранулометричного складу шихти яка подається в доменну піч.

Ключові слова: доменне виробництво, розсів, стабілізація, гранулометричний склад, шихта, енергоємність.

The purpose of the research is to identify factors that affect the energy intensity of blast furnace production, determination and provision of scientifically based recommendations on the use of the necessary equipment, which allows to reduce energy consumption in the existing technological paths. The identification of factors was identified by expert evaluation. At the first stage an expert group of specialists from the above-mentioned production was formed, at the second stage was to determine their competence; the third stage the Delphi method was used, and the experts identified the factors that affect the energy intensity of blast furnace production; at the fourth stage, the assessed the degree of influence of changes in the selected factors. The data obtained were processed statistically and ranked in descending order of influence on the energy intensity of the studied production. The degree of consistency of experts' opinions was assessed using the concordance coefficient. According to the results of the expert assessment, it was found that the greatest impact on the energy intensity of blast furnace production is made by the content of substandard fractions of coke and the iron-containing part of the charge. Therefore, attention was paid to preparatory processes related to the separation of the metallurgical charge by size and the analysis of the formation of the particle size distribution of charge materials at different parts of the route of its processing and transportation to the blast furnace. The analysis of the data showed that in the charge preparation path there is a constant increase in the content of substandard material in the volume of the charge, while the screening efficiency of raw materials does not exceed 50 % for sinter and 60 % for coke, which does not allow to meet the necessary technological requirements for acceptable percentages of fines. It was found out that the initial part of the charge contains up 8.6 % and 19.9 % of clogging particles, the size of which is close to the size of the sieve aperture (5 mm for agglomerate and 25 mm for coke), and therefore, the probability of their passage through the holes of the screening surface are close to zero. When screening the materials under study materials in a thick layer, hard-to-pass particles through the holes of the sieving clog the screening surface over time, resulting in a decrease in screening efficiency of the substandard part of the metallurgical charge, which significantly affects energy intensity of blast furnace production.

It is recommended to find modern technical solutions that would allow to increase the efficiency of screening, taking into account the reduction of clogging of the screening surface, and at the same time to solve the issue of quality stabilization of the particle size distribution of the charge fed into the blast furnace.

Keywords: blast furnace production, screening, stabilization, granulometric composition, charge, energy intensity.

Вступ

Металургійне виробництво завжди було рушійною силою економіки України та привабливою галуззю для інвестицій, оскільки за короткий період часу, при забезпеченні належних умов, дозволяє підвищити обсяги і якість виробленої продукції, що дає суттєву прибутковість. Однак, зараз металургія України знаходиться в дуже складному становищі

адже обсяги виробництва в період воєнного стану впали більше ніж у п'ять разів порівняно з довоєнним рівнем.

Разом з перемогою України настане час відродження для металургійної галузі, яка потребуватиме удосконалення її енергоємних переділів, що надасть можливість знизити собівартість готової

продукції та бути конкуренто привабливою галуззю на світовому ринку.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми

Використовуючи дані World Steel Association [1] був проведений аналіз виробництва чорних металів в Україні за останні десять років, який не включав роки військової агресії російської федерації (див. рис. 1), за результатами котрого видно, що на

протязі 2011/15 років спостерігається стрімке зниження виробництва сталі й чавуну на 35 % та 24,5 % відповідно. Незначне збільшення виробництва було в 2016 році, але з компенсуючим і надалі прогресуючим падінням виробництва у наступному році. З 2017 року помітна стабілізація обсягів виробництва чавуну та сталі, які практично дорівнюють один одному, залишаючись основними переділами металургійної галузі України.

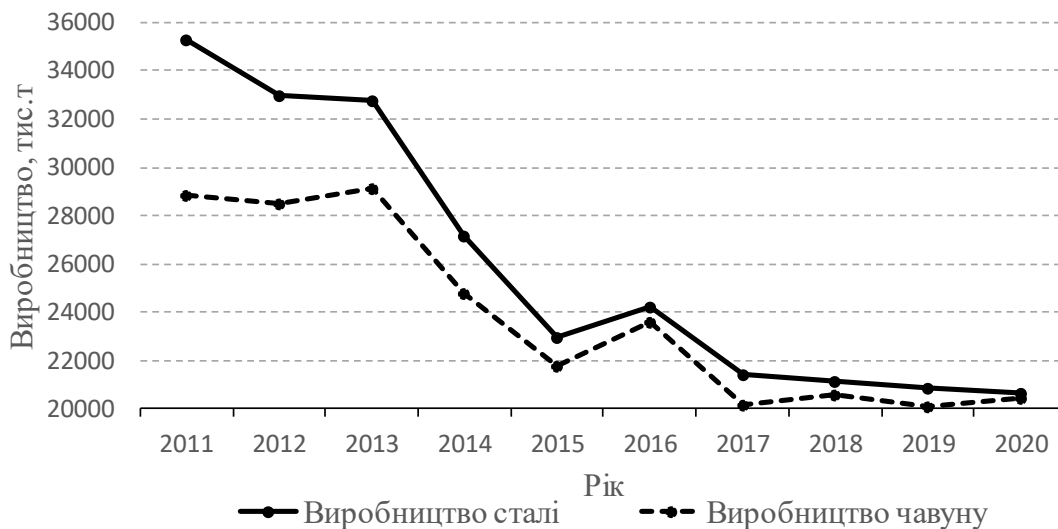


Рисунок 1 – Виробництво чорних металів в Україні

Розглянемо динаміку ціноутворення за останній час на прикладі сталеві арматури, яка є основною статтею українського експорту.

Зростання ціни за тону сталеві арматури на світовому ринку, згідно [2, 3], в третьому кварталі 2021 року склало 26 %, що свідчить про стрімке зростання попиту на сталь в ЄС, в середньому на 8,8 %, викликане частковою зупинкою потужностей, що склало 5 % від загальної потужності ЄС, в наслідок COVID-19, зростання попиту у Об'єднаних Арабських Еміратах – на 35 %, Саудівської Аравії – на 18 % та Єгипті – на 24 %. Висока ціна стимулює виробників ЄС масово запускати потужності, що простоюють, так у 2021 році планувалось запускати п'ять доменних печей загальною продуктивністю 11 млн. т, двох електросталеплавильних печей продуктивністю 2,5 млн. т.

Разом з зростанням попиту спостерігається повільне відновлення економік у ряді регіонів, для яких Україна є експортером прокатної продукції, так за даними World Bank [4] зростання ВВП у державах Єврозони складе 3,6 %, США – 3,5 %, Китай – 7,9 %, MENA – 2,1 %.

Отже, сплеск попиту на сталь є тимчасовим і зкорегується у відповідності з більш слабкою динамікою зростання ВВП, таким чином, зростання прибутку за рахунок збільшення обсягів виробництва сумнівне.

Зважаючи на вище викладене можна зробити висновок, що на даний час світова металургія знаходиться в так званій «Новій нормальності», котра не передбачає ні яких крупних подій, які б були здатні спровокувати сталі зростання споживання металургійної продукції, та й галузі в цілому. В даних умовах її розвиток можливий за рахунок впровадження новітніх технологій для оптимізації та зменшення операційних витрат. [5]

Враховуючи динаміку цін на електроенергію та природний газ для промислового виробництва України за даними [6, 7], які є ключовими складовими калькуляції собівартості металургійної продукції, встановлено, що за останні шість років темп їх росту склав в середньому 4,2 та 0,8 % відповідно, таким чином, зниження споживання цих ресурсів дозволяє суттєво зменшити операційні витрати.

Аналіз калькуляцій собівартості готової продукції за металургійними переділами дозволив встановити, що найбільш енергоємними є коксо-доменне, тому виникає необхідність у виконанні аналізу факторів, що впливають на енергоємність саме цих ділянок з подальшим визначенням науково-обґрунтованих рекомендацій щодо вдосконалення їх технологічних трактів, застосування необхідного обладнання.

Стосовно коксового виробництва в роботах [8, 9] були проведені дослідження щодо зменшення енергетичних витрат і запровадження необхідних кроків, які дають можливість вдосконалити існуючі тех-

нологічні тракти підготовки вугільної шихти до коксування. Для доменного виробництва на теперішній час такі дослідження відсутні, що унеможливає надання рекомендацій, які б дозволили підвищити якість підготовки шихтових матеріалів до плавки та зменшити енергоємність цього металургійного процесу.

Мета і завдання досліджень

Метою досліджень було визначення факторів, які мають суттєвий вплив на енергоємність доменного виробництва та надання науково-обґрунтованих рекомендацій щодо застосування необхідного обладнання, яке дозволить зменшити дію цих факторів в існуючих технологічних трактах.

Матеріали та методи досліджень

Виявлення факторів, що впливають на енергоємність доменного виробництва реалізовувалось використовуючи метод експертного оцінювання.

На першому етапі виконувалось формування експертної групи у кількості десяти осіб, в роботі котрої прийняли участь фахівці ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», Криворізького національного університету, Навчально-наукового технологічного інституту Державного університету економіки і технологій, ПрАТ «Дніпровський металургійний завод», Навчально-наукового інституту промислових та бізнес технологій Українського державного університету науки і технологій, Інституту чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАНУ, Приазовського державного технічного університету, Маріупольського металургійного комбінату ім. Ілліча, Азовсталь.

На другому етапі за методикою [10] виконувалось визначення компетентності експертів. Оцінка виконувалась за наступними характеристиками:

- рівень кваліфікації експерта в доменному виробництві;
- рівень теоретичної підготовки;
- практичний досвід роботи;
- широта кругозору.

Таблиця 1 – Визначення компетентності експертів

№ експерта	Характеристика				h_{sj}^0	h_{sj}^c	h_{sj}
	1	2	3	4			
1	9	10	9	8	9	10	0,9
2	9	10	9	8	9	10	0,9
3	8	9	7	8	8	9	0,72
4	7	9	10	9	8,75	8	0,7
5	8	8	10	6	8	8	0,64
6	7	8	10	9	8,5	5	0,43
7	9	8	8	7	8	8	0,64
8	9	10	9	9	9,25	10	0,93
9	6	9	8	10	8,25	5	0,41
10	7	8	8	8	7,75	9	0,7
Середнє							0,7

На третьому етапі використовуючи метод Дельфи [11] виконувалось формування експер-

Перераховані характеристики оцінювались за десятибальною шкалою керівниками вищої ланки. Після чого визначався показник, що характеризує об'єктивну оцінку компетентності експерта за формулою

$$h_{sj}^0 = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n K_{ji} \quad (1)$$

де n – кількість характеристик, $n = 4$;

K_{ij} – оцінка j -го експерта за i -характеристикою.

Також за десятибальною шкалою визначався показник відносної самооцінки експерта — суб'єктивний показник компетентності j -го експерта h_{sj}^c , за відповідними професійними якостями, а саме:

10 – експерт спеціалізується в даній галузі;

8 – експерт приймає участь в практичному вирішенні даного питання, але він не входить у сферу його спеціалізації;

5 – питання тісно пов'язане з спеціалізацією експерта (суміжна область практичної діяльності);

3 – питання тісно не пов'язане з спеціалізацією експерта (ознайомлення з проблемою за літературними джерелами, за досвідом роботи інших підприємств).

Компетентність j -го експерта в даному питанні характеризується як

$$h_{sj} = \frac{h_{sj}^0 \cdot h_{sj}^c}{100} \quad (2)$$

Результати оцінки експертів та розрахунок їх компетентності наведені в табл. 1 Таблиця .

Оскільки значення вагового коефіцієнта, що оцінює компетентність j -го експерта, можна інтерпретувати як вірогідність видачі експертом достовірної оцінки, то зважаючи на результати наведені у табл. 1 можна стверджувати, що вірогідність помилкової оцінки групою експертів не буде перевищувати 30 %, що є допустимою похибкою.

тами переліку факторів, що впливають на енергоємність доменного виробництва. Кожному експертові розсилалась тема опитування — «Визначення

факторів і оцінка їх впливу на енергоємність доменного виробництва», та пропонувалось сформулювати власний перелік. Початковий перелік був сформований на підставі обрання факторів, що найчастіше зустрічались, також були додатково включені фактори отримані на підставі обробки апріорних даних, отриманих на базі оброблення літературних джерел [12-23]. Далі перелік повторно розсилався експертам, які повинні були оцінити представлений список, і висловити свою думку з приводу його повноти і оптимальності. При цьому обчислювався коефіцієнт конкордації, і якщо в результаті виходила неузгодженість думок експертів — перелік переглядався повторно до тих пір, поки вона не з'являлась.

Після декількох турів підсумковий перелік складався саме з:

- вмісту заліза (у всій шихті без коксу, флюсу), X_1 ;
- вмісту фракції <5 мм у залізовмісній частині шихти, X_2 ;
- вмісту золи в коксі, X_3 ;
- міцності коксу за показником M_{25} , X_4 ;
- гарячої міцності коксу CSR, X_5 ;
- стиранності коксу за показником M_{10} , X_6 ;
- вмісту фракції +80 мм в коксі, X_7 ;
- температури дуття, X_8 ;
- вмісту фракції <5 мм у коксі X_9 .

На четвертому етапі експерти виконували оцінку ступеня впливу зміни факторів на енергоємність

доменного виробництва за десятибальною шкалою. Дані опитування збирались в експертній карті та оброблювались статистичними методами [24, 25], після чого експерти ознайомлювались з отриманими результатами з проханням скорегувати карту на свій розсуд, але враховуючи думку залученого експертного середовища. Після корегування, отримані дані знову оброблювались статистичними методами та ранжувались у порядку зменшення впливу на енергоємність доменного виробництва.

Оскільки, в оцінці i -го експерта є фактори які мають однаковий ранг, визначався показник групи зв'язаних рангів

$$\gamma_{ki} = t_{ki}^3 - t_{ki} \quad (3)$$

де t_{ki} – кількість однакових рангів в k -й групі зв'язаних рангів для i -го експерта; k – індекс групи зв'язаних рангів по ранжуванню, $k = 1 \dots K_i$;

K_i – кількість груп зв'язаних рангів в i -му ранжуванні (для i -го експерта).

Ступінь узгодженості думок експертів з урахуванням зв'язаних рангів оцінювалась за допомоги коефіцієнта конкордації

$$W = \frac{12 \cdot \sum_{j=1}^N \left(\sum_{i=1}^M a_{ij} - \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^M a_{ij} \right)^2}{M^2 \cdot (N^3 - N) - M \cdot \sum_{i=1}^M \sum_{k=1}^{K_i} \gamma_{ki}} \quad (4)$$

де j – індекс номеру за порядком фактору, $j = 1 \dots N$;

N – кількість факторів;

i – індекс номеру за порядком експерта, $i = 1 \dots M$;

M – кількість експертів;

a_{ij} – ранг j -го фактору, визначений i -м експертом.

Після обробки зведених результатів, отриманих з формули (4), було встановлено, що величина коефіцієнта конкордації суттєво відрізняється від нуля, тому можна вважати, що між думкою експертів є суттєвий зв'язок. В цьому випадку оцінка значності коефіцієнта конкордації виконувалась за критерієм χ^2

$$\chi^2 = \frac{12 \cdot \sum_{j=1}^N \left(\sum_{i=1}^M a_{ij} - \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^M a_{ij} \right)^2 \cdot (N - 1)}{M \cdot N \cdot (N + 1) \cdot (N - 1) - \sum_{i=1}^M \sum_{k=1}^{K_i} \gamma_{ki}}, \quad (5)$$

котрий порівнювався з табличним значенням χ_{τ}^2 , обраним при числі ступеня свободи $f = N - 1$ та рівні значності $\alpha = 5\%$, а саме

$$\chi_{\tau}^2(\alpha=5, f=9) = 16,92 < \chi^2=51,5. \quad (6)$$

Оскільки умова виконувалась, то з 95 % довірою вірогідністю можна було стверджувати, що ступінь узгодженості думок експертів щодо оцінки впливу обраних факторів на енергоємність доменного виробництва не викликала сумніву.

Результати досліджень та їх обговорення

За результатами обробки експертних даних методом апріорного ранжування факторів було вста-

новлено, що, найбільш істотний вплив на енергоємність доменного виробництва чинить вміст некондиційної фракції (<25 мм) у коксі та (<5 мм) залізвмісній частині шихти.

Аналіз хімічного складу агломерату та коксу за межними фракціями (рис. 2, 3) дозволив встановити, що зі зменшенням розміру фракції вміст шкідливих елементів, таких як сірка для агломерату та зольність і волога для коксу зростають.

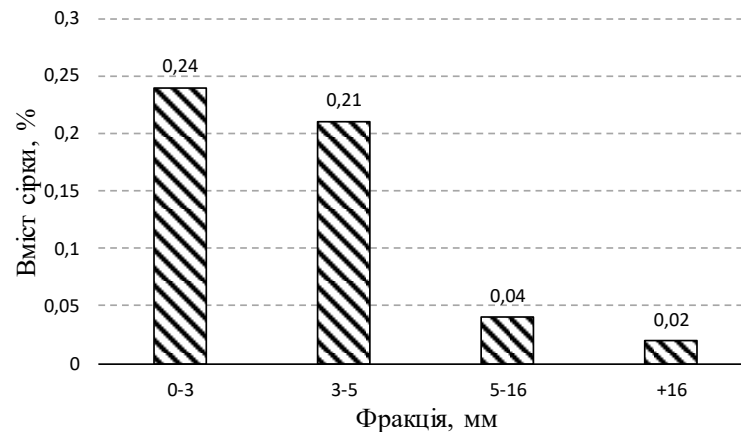


Рисунок 2 – Вміст сірки в агломераті за фракціями

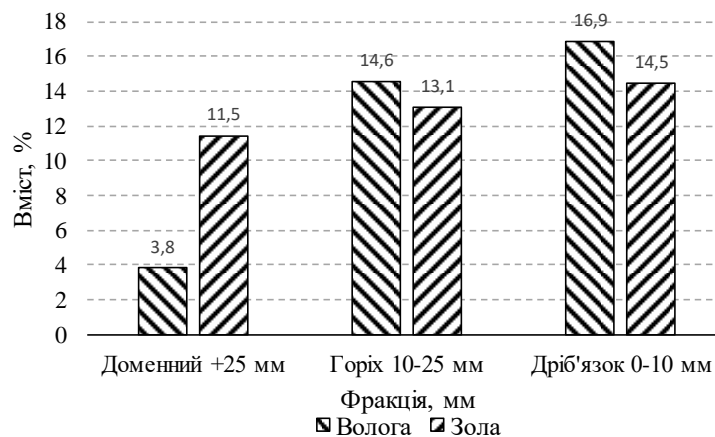


Рисунок 3 – Вміст вологи та золи в коксі за фракціями

Так з наведених гістограм видно, що шкідливі елементи зосереджуються в фракціях 0-5 мм для агломерату і 0-25 мм для коксу. Слід зазначити, що агломерат і кокс є штучним матеріалом, який отримується методом спікання з утворенням достатньо великої кількості дрібних фракцій, що пов'язано з:

неправильною рубчастою формою, рихлою та абразивною поверхнею часток, які складаються з великої кількості порових каналів, окрім цього, агломерату властива фізична та хімічна неоднорідність;

особливістю технології отримання, а саме процесом охолодження спеків методом мокрого або сухого гасіння — для коксу, або просмокуванням через шар заздалегідь зруйнованого пирога холодного повітря — для агломерату, при цьому градієнт температур на межі «спек-охолоджуюче середовище» досягає 875 °С, а швидкість охолодження коливається від 8...12 °С/хв у агломерату, до 50...60 °С/хв у коксу. [26]

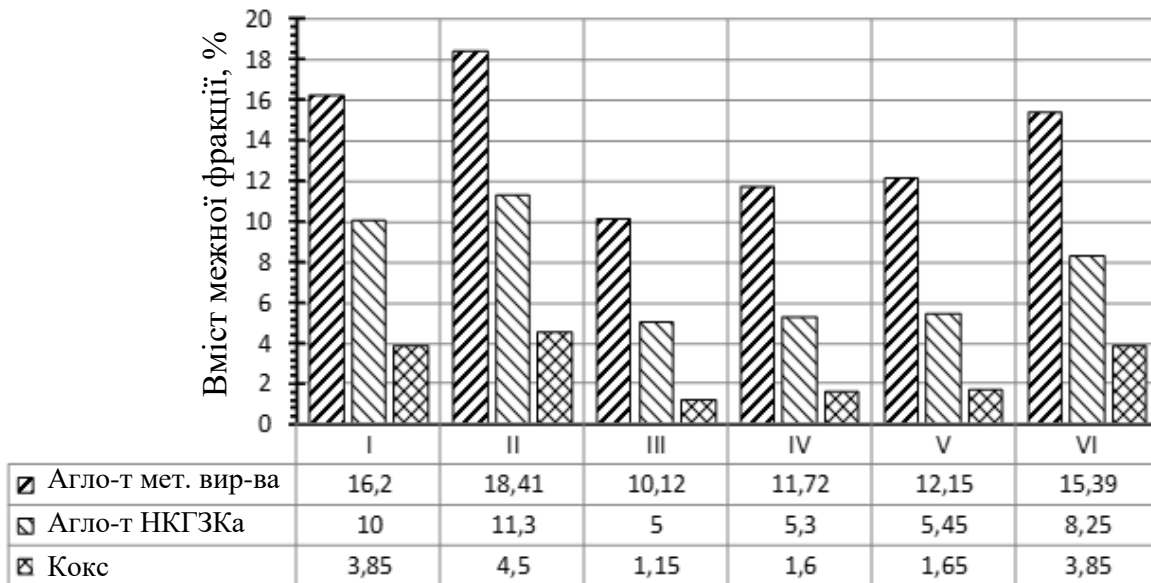
Такий технологічний процес отримання даної сировини створює передумови для виникнення в

шматках залишкової термічної напруги, сконцентрованої, переважно, в місцях утворення дефектів (тріщин, неоднорідностей) і в зонах максимальних значень градієнтів температур при охолодженні, тобто на поверхні окремих шматків.

Тому була звернута увага на підготовчі процеси пов'язані з розділом шихти за крупністю та виконано аналіз формування гранулометричного складу шихтового матеріалу на тракті його подачі в доменну піч.

Оцінка впливу напруженого стану часток на гранулометричний склад агломерату і коксу при його переміщенні по тракту шихтоподачі доменної печі виконувалася шляхом відбору проб в контрольних точках тракту шихтоподачі ДП-8 ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг» з центральними бункерами, головним чином в точках подання і розвантаження коксу і агломерату з подальшим розсіванням по межному класу, який для агломерату і коксу складає -5 мм та -25 мм, відповідно.

На підставі отриманих результатів були побудовані діаграми, що характеризують вміст в масиві агломерату і коксу некондиційних фракцій (рис. 4).



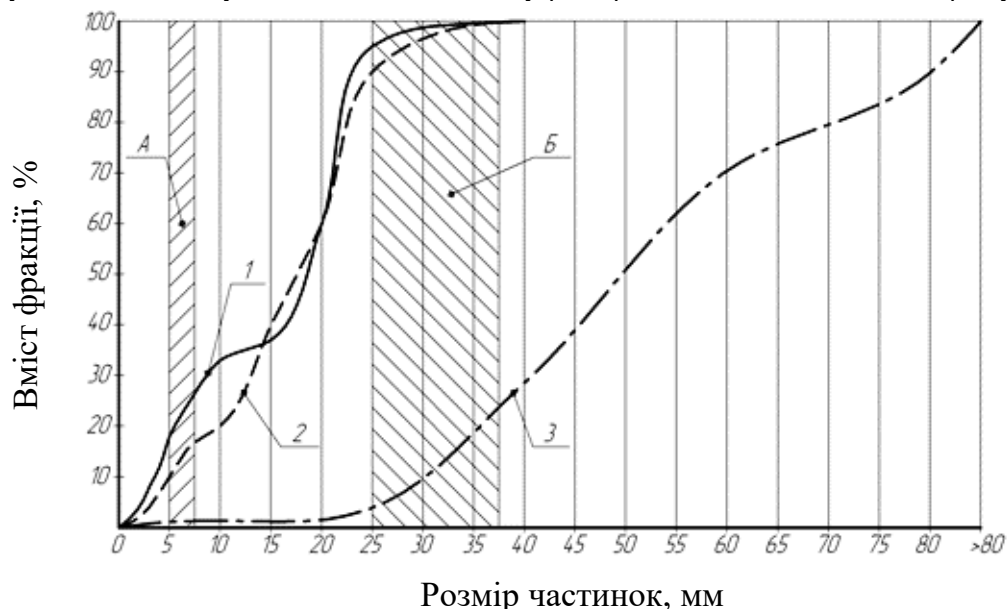
Точка відбору проб

I - приймальний бункер; II - живильник грохоту; III - зона розвантаження сіючої поверхні; IV - випуск надрешітного продукту з проміжного бункера; V - тракт завантаження скіпа; VI - скіп
Рисунок 4 – Вміст межної фракції в масиві агломерату і коксу в точках відбору проб

З аналізу отриманих даних витікає, що в процесі транспортування агломерату та коксу по тракту шихтоподачі відбувається постійне нарощування в об'ємі шихти вмісту некондиційних фракцій, за рахунок дроблення частини шматків на перевантаженнях після грохоту, внаслідок чого вміст некондиційних фракцій в скіповій шихті залишається високим. Ефективність грохочення не перевищує 50 % для агломерату і 60 % для коксу, що не дозволяє

забезпечити технологічні вимоги, що пред'являються до якості підготовки металургійної шихти перед плавкою.

Для визначення причин низької ефективності грохочення виконувалося розсівання початкового матеріалу (точка відбору проб II - живильник грохоту) з подальшим аналізом отриманих даних шляхом побудови інтегральних характеристик розподілу розмірів часток початкового матеріалу (рис. 5).



1 - агломерат фабрики металургійного виробництва; 2 - агломерат НКГЗКа; 3-кокс; А – «трудні» зерна агломерату; Б - «трудні» зерна коксу

Рисунок 5 – Інтегральний розподіл розмірів часток початкового матеріалу

З аналізу отриманих інтегральних розподілів розмірів часток було встановлено, що в початковій залізовмісній частині шихти (агломераті) і паливної (кокси) міститься відповідно до 6,84...8,6 % і 19,9

% забиваючих частинок, розміри яких близькі до розміру апертури сит (5 мм для агломерату і 25 мм для коксу), у зв'язку з чим, вірогідність їх проходження через отвори сіючої поверхні наближається

до нуля, що призводить до її забивання і як наслідок, низькій ефективності грохочення.

Таким чином, в процесі транспортування залізо-вмісної та паливної частин металургійної шихти по тракту шихтоподачі відбувається постійне нарощування некондиційних фракцій, виділення яких на існуючих грохотах повністю не вирішує задачу зниження вмісту дріб'язку в скіповій шихті, оскільки агломерат і кокс є важкогрохотимим матеріалом з великим числом часток, що забивають. В цьому випадку необхідно знайти технічні рішення, які б дозволили збільшити ефективність грохочення з урахуванням зменшення забивання сіячої поверхні грохотів, а також одночасно з цим вирішити питання стабілізації гранулометричного складу шихти, яка подається на колошник доменної печі.

Висновки

Дослідженнями встановлено, що найбільший вплив в теперішній час на енергоємність доменного виробництва чинить дуже великий вміст некондиційних фракцій у коксі та агломераті, які утворюються в наслідок їх транспортування та перевантаження на тракті шихтопідготовки металургійної сировини. Діючі грохоти для відсіву некондиційних фракцій мають низьку ефективність грохочення, це пов'язано головним чином з забиванням сіячої поверхні, що не дає змогу знизити вміст дріб'язку в скіповій шихті.

Таким чином, для зменшення енергоємності доменного виробництва треба знайти та обрати такі технічні рішення, які б дозволили суттєво на тракті підготовки металургійної шихти до плавки зменшити частку некондиційних фракцій агломерату та коксу, які поступають в доменну печі.

Бібліографічний опис

1. Steel Statistical Yearbook 2020 concise version. Brussels: World Steel Association, 2021. 46 p.
2. LME Steel Rebar // The London Metal Exchange: [Website]. URL: <https://www.lme.com> (viewed on: 13.08.2021).
3. Прогноз производства стали в Украине в 2021 г: отчет / за ред. Тарасенко А. Киев: GMK Center, 2020. 14 с.
4. World Bank Open Data // The World Bank: [Website]. Washington. URL: <https://data.worldbank.org> (viewed on: 14.08.2021).
5. Strategies for managing successfully during «New Normal» // Danieli News. 2018. № 177. P. 3-5.
6. Electricity prices for non-household consumers // Eurostat: [Веб-сайт]. URL: <https://appsso.eurostat.ec.europa.eu/nui/submitViewTableAction.do> (дата звернення: 22.08.2021).
7. Інформація // Група Нафтогаз: [Веб-сайт]. URL: <https://www.naftogaz.com/www/3/nakweb.nsf/0/4D50A380B0969658C2257F7F0056E388?OpenDocument> (дата звернення: 20.08.2021).
8. Организация рационального дробления угольной шихты – путь к повышению качества кокса для доменной плавки / Лялюк В. П. и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2010. № 2. С. 48-52.
9. Zaslavskiy V., Popolov D., Zaytsev H. Upgrade of conveyor line for coal charge preparation with the use of modern grading-and-mixing equipment // Science and Innovation. 2021., No. 3 Vol. 17. P. 67-77.
10. Справочник по экономике: [Веб-сайт]. URL: <https://economy.info/page/113084250240042146039040040188183081175145167050/> (дата звернення: 31.08.2020).
11. Linstone H., Turoff M., Helmer O. The Delphi method Techniques and applications. Portland USA: Portland State University, 2002. 618 p.
12. Анализ путей повышения энергоэффективности выплавки чугуна в доменных печах НЛМК / Филатов С. В. и др. // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2017., вып. 8 Т. 60. С. 637-642.
13. Товаровский И. Г. Нормативная оценка влияния параметров доменной плавки на расход кокса и производительность // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии / ИЧМ НАН Украины. Дніпропетровськ, 2014. № 28. С. 117-131.
14. Теория и практика подготовки металлургического кокса к доменной плавке: монография / Гусак В. Г. та ін., Киев: Наукова думка, 2011. 216 с.
15. Рамм А. Н. Современный доменный процесс. москва: Металлургия, 1980. 304 с.
16. Опытная плавка с уменьшенным выходом шлака / Бабарыкин Н. Н. та ін. // *Сталь*. 1964. № 12. С. 1069-1079.
17. Освоение технологии производства и плавка агломерата из концентрата глубокого обогащения / Некрасов З. И. та ін. // *Сталь*. 1970. № 3. С. 202-207.
18. Применение металлизированного сырья в доменных печах / Жак Р. М. та ін. // Обзорная информация Черная металлургия. Сер. Подготовка сырьевых материалов к металлургическому переделу и производство чугуна. 1983. Вып. 4. С. 31.
19. Мойкин В. И., Боковиков Б. А., Бабушкин Н. М. Теплотехнический анализ работы доменной печи на металлизированной шихте методом математического моделирования // *Сталь*. 1978. № 11. С. 982-986.
20. Работа доменной печи с использованием освобожденного от мелочи высокоосновного агломерата / Прокофьев И. А. та ін. // *Сталь*. 1979. № 5. С. 332-333.
21. Журавлев Г. В., Попов Н. Н., Коростик П. О. Влияние качества кокса при выплавке чугуна // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 1980. № 4. С. 28-29.
22. Товаровский И. Г., Бояровская Г. П. Эффективность нагрева доменного дутья // *Сталь*. 1977. № 12. С. 1068-1074.
23. Теория и технология подготовки шихтовых материалов для доменной и бездоменной металлургии железа: учебник / Журавлев Ф. М. та ін., Кривой Рог: Чернявский Д. А., 2020. 663 с.
24. Куц В. В., Разумов М. С. Априорное ранжирование факторов при наличии связанных рангов: методические указания. курск: Юго-Зап. гос. ун-т, 2018. 14 с.
25. Кендел М. Ранговые корреляции. москва: Статистика, 1975. 216 с.

26. Сортировка минерального сырья и шихт на вибрационных грохотах: монография / Учитель А. Д. и др. Днепропетровск: Пороги, 1998. 194 с.

References

1. Steel Statistical Yearbook 2020 concise version. Brussels: World Steel Association, 2021. 46 p.
2. LME Steel Rebar // The London Metal Exchange: [Website]. URL: <https://www.lme.com> (viewed on: 13.08.2021).
3. Prognoz proizvodstva stali v Ukraine v 2021 g: otchet / za red. Tarasenko A. Kiev: GMK Center, 2020. 14 s.
4. World Bank Open Data // The World Bank: [Website]. Washington. URL: <https://data.worldbank.org> (viewed on: 14.08.2021).
5. Strategies for managing successfully during «New Normal» // Danieli News. 2018. № 177. P. 3-5.
6. Electricity prices for non-household consumers // Eurostat: [Веб-сайт]. URL: <https://appsso.eurostat.ec.europa.eu/nui/submitViewTableAction.do> (дата звернення: 22.08.2021).
7. Informatsiya // Grupa Naftogaz: [Veb-sayt]. URL: <https://www.naftogaz.com/www/3/nakweb.nsf/0/4D50A380B0969658C2257F7F0056E388?OpenDocument> (data zvernennya: 20.08.2021).
8. Organizatsiya ratsional'nogo drobleniya ugol'noy shikhty – put' k povysheniyu kachestva koksa dlya domennoy plavki / Lyalyuk V. P. i dr. // Metallurgicheskaya i gomorudnaya promyshlennost'. 2010. № 2. S. 48-52.
9. Zasl'skiy V., Popolov D., Zaytsev H. Upgrade of conveyor line for coal charge preparation with the use of modern grading-and-mixing equipment // Science and Innovation. 2021., No. 3 Vol. 17. P. 67-77.
10. Spravochnik po ekonomike: [Veb-sayt]. URL: <https://economy.info/page/113084250240042146039040040188183081175145167050/> (data zvernennya: 31.08.2020).
11. Linstone H., Turoff M., Helmer O. The Delphi method Techniques and applications. Portland USA: Portland State University, 2002. 618 p.
12. Analiz putey povysheniya energoeffektivnosti vyplavki chuguna v domennykh pechakh NLMK / Filatov C. V. i dr. // Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Chernaya metallurgiya. 2017., vyp. 8 T. 60. S. 637-642.
13. Tovarovskiy I. G. Normativnaya otsenka vliyaniya parametrov domennoy plavki na rashkod koksa i proizvoditel'nost' // Funda-mental'nye i prikladnye problemy chernoy metallurgii / IChM NAN Ukraïni. Dnipropetrovsk, 2014. № 28. S. 117-131.
14. Teoriya i praktika podgotovki metallurgicheskogo koksa k domennoy plavke: monografiya / Gusak V. G. ta in., Kiev: Naukova dumka, 2011. 216 s.
15. Ramm A. N. Sovremennyy domenny protsess. Moskva: Me-tallurgiya, 1980. 304 s.
16. Opytnaya plavka s umen'shennym vykhodom shlaka / Ba-barykin N. N. ta in. // Stal'. 1964. № 12. S. 1069-1079.
17. Osvoenie tekhnologii proizvodstva i plavka aglomerata iz konsentratu glubokogo obogashcheniya / Nekrasov Z. I. ta in. // Stal'. 1970. № 3. S. 202-207.
18. Primenenie metallizovannogo syr'ya v domennykh pechakh / Zhak R. M. ta in. // Obzornaya informatsiya Chernaya metallurgiya. Ser. Podgotovka syr'evykh materialov k metallurgicheskomu pere-delu i proizvodstvo chuguna. 1983. Vyp. 4. S. 31.
19. Moykin V. I., Bokovikov B. A., Babushkin N. M. Teplotekh-nicheskiy analiz raboty domennoy pechi na metallizovannoy shikhte metodom matematicheskogo modelirovaniya // Stal'. 1978. № 11. S. 982-986.
20. Rabota domennoy pechi s ispol'zovaniem osvobodennogo ot melochi vysokoosnovnogo aglomerata / Prokof'ev I. A. ta in. // Stal'. 1979. № 5. S. 332-333.
21. Zhuravlev G. V., Popov N. N., Korostik P. O. Vliyanie kache-stva koksa pri vyplavke chuguna // Metallurgicheskaya i gornorud-naya promyshlennost'. 1980. № 4. S. 28-29.
22. Tovarovskiy I. G., Boyarovskaya G. P. Effektivnost' nagreva domennogo dut'ya // Stal'. 1977. № 12. S. 1068-1074.
23. Teoriya i tekhnologiya podgotovki shikhtovykh materialov dlya domennoy i bezdomennoy metallurgii zheleza: uchebnyk / Zhuravlev F. M. ta in., Krivoy Rog: Chernyavskiy D. A., 2020. 663 s.
24. Kuts V. V., Razumov M. S. Apriornoe ranzhirovanie fakto-rov pri nalichii svyazannykh rangov: metodicheskie ukazaniya. kursk: Yugo-Zap. gos. un-t, 2018. 14 s.
25. Kendel M. Rangovyie korrelyatsii. Moskva: Statistika, 1975. 216 s.
26. Sortirovka mineral'nogo syr'ya i shikht na vibratsionnykh grokhotakh: monografiya / Uchitel' A. D. i dr. Dnepropetrovsk: Po-rogi, 1998. 194 s.

УДК 669.183.211:669-154

Рубан В.О., Стоянов О.М., Мусійко В.І., Шашкин Т.А., Марко А.Ф.

Дослідження гідродинамічних процесів ковшової ванни при продувці через донні дуттьові пристрої

Об'єкт дослідження – гідродинамічні процеси ковшової ванни при продувці через донні дуттьові пристрої.

Мета дослідження – встановлення основних принципів формування барботаژної зони і її впливу на шар шлаку, а також оцінка ефективності видалення неметалевих включень при позапічній обробці сталі на установці «ківш-піч».

Досліджено стан питання позапічної обробки сталі на установці «ківш-піч», який показав, що на ефективність роботи даного агрегата має значний вплив продувка включаючи розташування донних продувних блоків та інтенсивність масоперенесення. Спираючись на проведений аналіз літературних джерел, розроблено методику експерименту та створено лабораторну установку для проведення фізичного моделювання на холодній моделі. Створено математичні моделі на основі яких може бути описано вплив технологічних факторів таких як: режими продувки, розташування дуттьових пристроїв, висота шлаку, на витрати нейтрального газу і в свою чергу на зміну матеріало- та енергоємності сталі при позапічній обробці.

Визначено, що збільшення інтенсивності продувки призводить до зростання ефективності видалення неметалевих включень за рахунок більшої барботаژної зони, зокрема, відсоток видалених включень зростає від 8% при 100 л/хв до 22% при 800 л/хв витрат газу. Окрім того, описано вплив різних параметрів, таких як розташування продувних блоків, на взаємодію газового потоку з металом і шлаком, а також їх вплив на утворення продувної плями і температуру металеві ванни. Результати фізичного моделювання і математичні моделі дозволяють оптимізувати процеси позапічної обробки сталі, що сприяє покращенню якості готової продукції.

Ключові слова: установка «ківш-піч», продувна пляма, фізичне моделювання, барботажна зона, продувка інертним газом.

The object of study is the hydrodynamic processes of the ladle bath during blowing through bottom blowers.

The purpose of the study is to establish the basic principles of the bubbling zone formation and its effect on the slag layer, as well as to evaluate the efficiency of non-metallic inclusions removal during out-of-furnace steel treatment at the ladle-furnace unit.

The state of the art of out-of-furnace steel treatment at the ladle-furnace unit has been studied, which has shown that the efficiency of this unit is significantly influenced by blowing, including the location of bottom blower blocks and the intensity of mass transfer. Based on the analysis of the literature, an experimental methodology was developed and a laboratory setup for physical modeling on a cold model was created. Mathematical models have been created on the basis of which the influence of technological factors such as blowing modes, location of blowing devices, slag height on neutral gas consumption and, in turn, on changes in material and energy consumption of steel during out-of-furnace treatment can be described.

It is determined that an increase in the blowing intensity leads to an increase in the efficiency of non-metallic inclusions removal due to a larger bubbling zone, in particular, the percentage of inclusions removed increases from 8% at 100 l/min to 22% at 800 l/min of gas flow. In addition, the influence of various parameters, such as the location of the blowdown blocks, on the interaction of the gas flow with metal and slag, as well as their impact on the formation of the blowdown spot and the temperature of the metal bath is described. The results of physical modeling and mathematical models make it possible to optimize the processes of out-of-furnace steel treatment, which contributes to improving the quality of finished products.

Keywords: ladle-furnace installation, blowout spot, physical modeling, bubbling zone, inert gas purge

Вступ

Позапічна обробка металу є одним із ключових напрямів підвищення якості та покращення властивостей металопродукції масового призначення і ресурсозбереження в металургії. Одним з найбільш ефективних засобів зниження матеріало- та енергоємності сталі при обробці сталі на установці «ківш-піч» (УКП) є дотримання встановлених режимів продувки, які суттєво впливають на формування барботаژної зони.

Продувка може здійснюватися різними методами, зокрема зверху або знизу через донні дуттьові пристрої. Більш поширеною в світовій практиці вважається продувка через донні дуттьові пристрої з різним їх місцем розташування. В залежності від розташування продувних блоків змінюється взаємодія барботаژної зони на границі метал-шлак, що в свою чергу впливає на утворення продувної плями, з подальшими втратами тепла.

Для забезпечення заданих параметрів гідродинаміки ковшової ванни продувці сталі, постає питання вибору розміщення донних дуттьових пристроїв та інтенсивності продувки. В зв'язку з цим

виконання дослідження гідродинамічних явищ ковшової ванни при продувці через донні дуттьові пристрої, які направлені на встановлення основних принципів формування барботаژної зони і її впливу на шар шлаку, а також на ефективність процесів видалення неметалевих включень при позапічній обробці сталі на УКП є досить актуальною задачею.

Аналіз літературних даних

Позапічна обробка сталі на установці «ківш-піч» є невід'ємним етапом при виготовленні високоякісних марок сталі, яка включає в себе процес продувки інертним газом для гомогенізації хімічного складу сталі і усереднення температури, що сприяє видаленню неметалевих включень. Відомо, що характер та інтенсивність руху сталі в ковші залежать від ряду параметрів продувки, які впливають на її ефективність, зокрема на ступінь гомогенізації металеві ванни [1].

Авторами роботи представлені результати промислових і лабораторних досліджень двофазового потоку, барботаژної зони і розриву шлакового покрову при продувці рідкої сталі в ковші. Промислові

дослідження проводилися в заводських умовах в 30-тонному ковші. Під час лабораторних досліджень використовувалася гідравлічна модель ковша (масштаб 1:4,5), причому витрати газу встановлювалися відповідно до критерію подоби Мортонна [2]. Альтернативні дослідження процесів перемішування і розривання шлакового покриву проведені авторами [3, 4]. При чому в якості критерію подоби було обрано критерій Фруда.

В роботі [5] приведені дані, щодо впливу розташування донних продувних блоків на ефективність рафінування сталі та прорив шлакового покриву в ковші, які мають негативний характер при позапічній обробці. Бульбашки газу, що барботують під час продування металеві ванни, сприяють рафінуванню. При збільшенні інтенсивності масоперенесення в ковші відбувається вирівнювання хімічного складу та температури в об'ємі металу. Для підвищення ефективності видалення неметалевих включень, на основі проведених досліджень, автори рекомендують конфігурацію продувних блоків з рівним розподілом потоку (1:1) та однаковим радіальним розташуванням сопел (0,7R/0,7R, 45 градусів), яка підходить як для низьких, так і для високих швидкостей потоку газу.

Авторами роботи [6] відмічено, що видалення неметалевих включень зі сталі при продувці інертними газами відбувається завдяки їх прикріпленню до бульбашки на межі метал-газ, а час необхідний для їх переходу через міжфазну межу метал-газ, може оцінюватися як $10^{-4} - 10^{-6}$ с. Це свідчить про те, що практично будь-яке зіткнення НВ з бульбашкою газу незалежно від її хімічного складу і гідродинамічних умов повинно приводити до прикріплення неметалевої фази до бульбашки.

На підставі проведених досліджень авторами [7 – 9] отримано дані які свідчать про більш ефективне видалення неметалевих включень під час продування знизу ніж при продувці фурмою зверху, причому при збільшенні кількості продувних блоків ефективність видалення включень також зростає. Це обумовлено тим, що більша кількість включень втягується в циркуляційний потік і переноситься в шлак. При чому, перші 2 хвилини видалення відбувається більш інтенсивно ніж наступні, що пояснюється зменшенням кількості НВ та зворотним захопленням неметалевих включень в циркуляційний потік.

В роботах [10, 11] приведена оцінка впливу вдування аргону в розплавлену сталь на її чистоту, що визначається вмістом неметалевих включень при продуванні та без продування аргонном. Тривалість вдування аргону в сталь має дуже значний вплив

на кінцевий вміст неметалевих включень. Короткий час вдування аргону або малий об'єм аргону може призвести до того, що кінцевий вміст включень може бути вищим, ніж на початку. Мінімальний час продувки аргонном, необхідний для зменшення вмісту неметалевих включень, становить 7 хвилин, а рекомендована витрата аргону – 10 літрів на хвилину.

Аналітичний огляд наведених вище робіт показав, що на ефективність усереднення хімічного складу та температури сталі, а також процесів рафінування від неметалевих включень значний вплив має спосіб підведення газів, інтенсивність його подачі і місця розташування донних продувних блоків. Крім того, вдування аргону в розплавлену сталь значно впливає на вміст НВ, що підкреслює важливість контролю за тривалістю та об'ємом вдування газу для досягнення бажаного кінцевого складу сталі. Тому актуальною задачею є проведення досліджень по вивченню гідродинамічних процесів, які відбуваються під час обробки сталі на УКП при продувці через донні дуттьові пристрої.

Підготовка до фізичного моделювання процесів гідродинаміки ковшової ванни при позапічній обробці сталі

Ключовим завданням при знаходженні чисел подібності для фізичного моделювання є вибір найбільш значущих параметрів, які впливають на досліджуваний процес. Виходячи з аналізу процесу та логічних міркувань складено сукупність з незалежних фізичних величин, які характеризують фізичну систему зразка, що моделюється. Виходячи з логічних міркувань прийнято, що на процес утворення продувної плями впливають: об'ємна витрата газу - q_g ; діаметр вставки - d ; товщина шлаку - $h_{шл}$; глибина ванни - $h_{ст}$; в'язкість рідини - ν ; поверхневий натяг - $\sigma_{ст}$; густина сталі - $\rho_{ст}$; густина шлаку - $\rho_{шл}$; густина газу - $\rho_{газ}$; прискорення вільного падіння - g .

Для моделювання обрано повнофакторний експеримент з варіюванням кожного параметру на трьох рівнях: нижньому, верхньому і нульовому. Кількість дослідів для експерименту з двома змінними параметрами для одного розташування пробок складає $n = 3^2$. Отже для двох варіантів розташування продувних блоків (один по центру і два на периферії).

Для проведення досліджень гідродинаміки ковшової ванни при продувці через донні дуттьові пристрої була створена лабораторна установка для холодного моделювання, яка зображена на рис. 1.

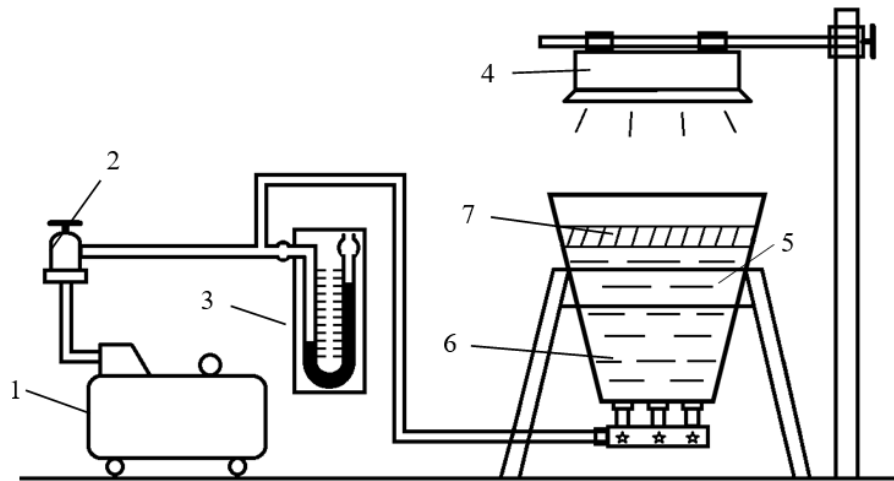


Рис. 1 – Схема експериментальної установки

Дослід проводився на лабораторному обладнанні кафедри металургії чавуну і сталі, яке складалося з: 1 – компресор, 2 – редуктор, 3 – водний манометр, 4 – лампа накаливання, 5 – модель установки «ківш-піч», 6 – рідина імітуюча метал, 7 – рідина імітуюча шлак.

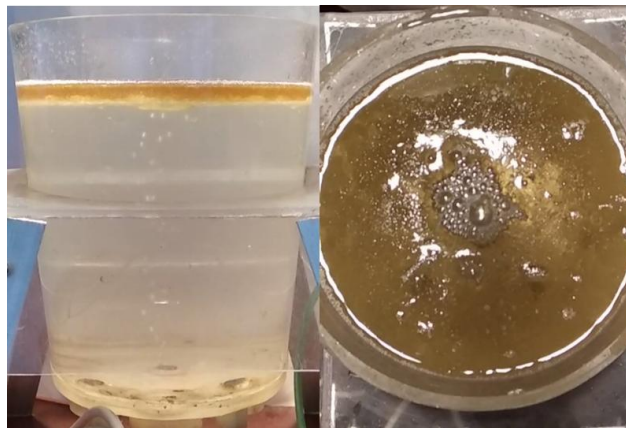
Досліди проводилися через два пористих продувних блока розташованих на периферії ковша, та через центральний продувний блок, зі зміненням товщини шлаку (8 мм, 9 мм, 10 мм) та режимів продувки: усереднююча 1,8 л/хв характерна для періоду нагріву металу, інтенсивна 2,6 л/хв – період десульфурзації металу, та рафінуюча – 0,32 л/хв. Контролювалися наступні параметри: тиск газу, розташування продувних блоків, товщину шлаку та площу оголеної поверхні металу.

Характер взаємодії газового струменя з металом в ковші та гідродинамічні потоки вивчаються на

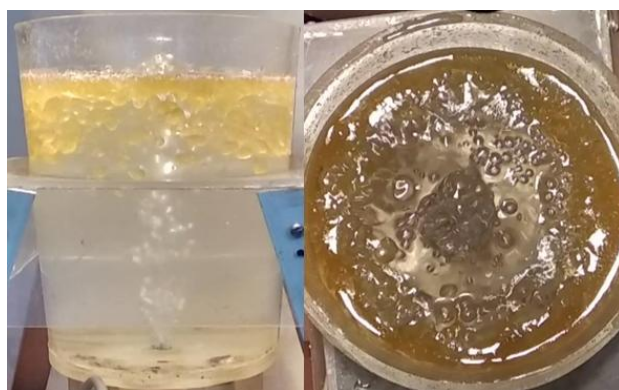
моделях в умовах наближених до природи. При подачі дуття через пористі вставки, утворюються бульбашки, які під дією сили Архімеда спливають із розплаву, створюючи барботажну зону ванни, та оголення дзеркала металу на установці «ківш-піч».

Результати фізичного моделювання гідродинаміки ковшової ванни.

За результатами проведеного фізичного моделювання отримано відео файли які були розкадровані та проаналізовані за допомогою програмного продукту Adobe Photoshop. На рисунку 2 зображено вигляд моделі ванни при продувці через пористу вставку розташовану по центру ковша з мінімальними та максимальними витратами газу 0,32 і 2,6 л/хв.



а

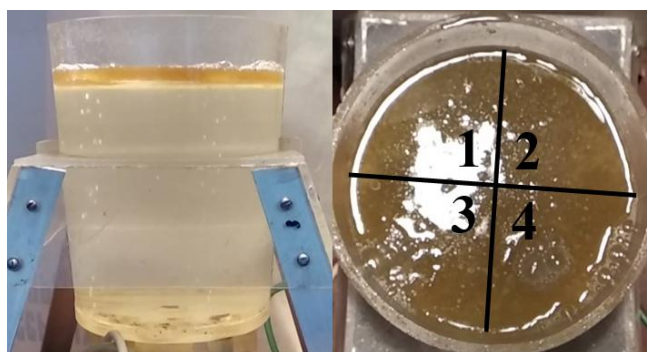


б

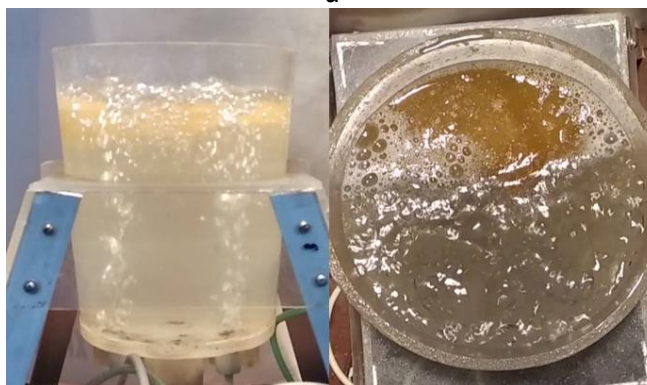
Рис. 2 – Продувка сталі через пористу вставку розташовану по центру ковша: а – об’ємна витрата газу 0,32 л/хв; б – об’ємна витрата газу 2,6 л/хв

На рисунку 3 зображено вигляд моделі ванни при продувці через пористі вставки розташовані на

периферії ковшової ванни з мінімальними та максимальними витратами газу 0,32 і 2,6 л/хв, які відповідають 100 і 800 л/хв на прототипі.



а



б

Рис. 3 – Продувка сталі через пористі вставки розташовані на периферії ковша: а – об’ємна витрата газу 0,32 л/хв; б – об’ємна витрата газу 2,6 л/хв

В таблиці 1 наведені результати моделювання гідродинаміки ковшової ванни, зокрема розташування пробок у дослідях, об’ємна витрата газу q , висота шлаку $h_{шл}$, показники водяного манометру

$\Delta h_{ман}$, середньовитратна швидкість газу w , відносна площа оголення дзеркала металу $S_{дз}$ та безрозмірний критерій π_1 .

Таблиця 1
Результати досліджень гідродинаміки ковшової ванни

№ до-сліду	Розташ. пробок	q , л/мин	$h_{шл}$, мм	$\Delta h_{ман}$, м	w , м/с	$S_{дз}$	π_1
1	Центр	0,322	8	0,148	0,4	0	41,376
2		1,817	8	0,277	2,3	0,5017	233,35
3		2,600	8	0,405	3,2	0,64	333,99

4	Периферія	0,321	8	0,124	0,4	0	41,189
5		1,816	8	0,254	2,3	0,6135	233,24
6		2,602	8	0,383	3,2	0,6687	334,29
7	Центр	0,324	9	0,149	0,4	0	41,618
8		1,810	9	0,277	2,3	0,5578	232,52
9		2,601	9	0,406	3,2	0,6806	334,08
10	Периферія	0,323	9	0,125	0,4	0	41,43
11		1,816	9	0,255	2,3	0,4294	233,32
12		2,603	9	0,384	3,2	0,6319	334,38
13	Центр	0,322	10	0,150	0,4	0	41,39
14		1,811	10	0,278	2,3	0,4649	232,61
15		2,599	10	0,406	3,2	0,5739	333,82
16	Периферія	0,324	10	0,126	0,4	0	41,67
17		1,817	10	0,256	2,3	0,4847	233,41
18		2,601	10	0,385	3,2	0,6319	334,13

На першому етапі досліджень продувку проведено через пористу вставку розташовану по центру установки «ківш-піч» при товщині шлакового покриву від 8 до 10 мм, та з витратами газу від 0,32 до 2,6 л/хв. Встановлено, що при продувці з мінімальними витратами газу розплав знаходиться в спокійному стані, при цьому взаємодія барботаژної зони зі шлаком виражена незначними збуреннями, які унеможливають затягування шлаку в розплав не оголюючи дзеркало металу. При збільшенні витрат газу шлаковий покрив знаходиться у нестабільному стані, через це відбувається занурення крапель шлаку в метал. Підвищення інтенсивності продувки призвело до розширення діаметра продувної плями, через що збільшуються втрати теплоти в атмосферу печі. Збільшення висоти шлакового покриву сприяє зменшенню діаметра відкритої продувної плями (рис. 2).

На другому етапі – продувка виконана через дві пористі вставки розташовані на периферії ковша при товщині шлакового покриву від 8 мм до 10 мм, та з витратами газу від 0,32 л/хв до 2,6 л/хв. При рафінуючій продувці розплав знаходиться у спокійному стані, поверхня шлакового покриву характеризується мінімальними збуреннями не утворюючи

продувної плями, що сприяє збереженню теплоти металевою ванною. Якщо поверхню ванни умовно розділити на чотири сектори, то можна побачити, як бульбашки нейтрального газу, проходять через шар шлаку в секторах 3 та 4. При інтенсивній подачі газу відбувається зсув шлакового покриву до протилежного продувним блокам борта ковша. Хоча збільшення потужності перемішування сприяє протіканню процесу десульфурації, та є імовірність збільшення в сталі вмісту неметалевих включень, за рахунок затягування відривів шлаку конвективними потоками в розплав, і через окислення оголеного дзеркала металу в зоні продувної плями (рис. 3)

В ході проведення досліджень, були отримані рівняння, які дають змогу визначити, основні принципи формування барботаژної зони і її впливу на шар шлаку, при продувці через продувні блоки що знаходяться по центру і на периферії. За отриманими математичними моделями, які відтворюють реальні умови при продувці нейтральним газом, виконано розрахунки параметрів обробки металу в ковші та побудовані тривимірні діаграми (рис. 4 – 5).

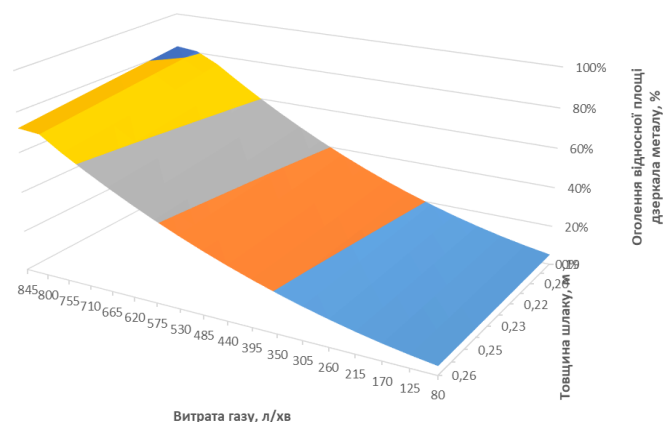


Рис. 4 – Вплив висоти шлаку та інтенсивності продувки на площу розкриття продувної плями при подачі газу через продувні блоки розташовані на периферії ковша

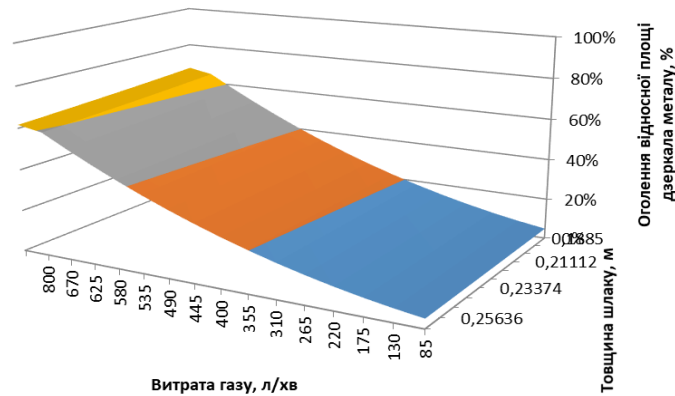


Рис. 5 – Вплив висоти шлаку та інтенсивності продувки на площу розкриття продувної плями при подачі газу через продувні блоки розташовані по центру ковша

Отримані залежності площі продувної плями від товщини шлакового шару та витрат газу який подається через продувні блоки розташовані на периферії показують, що її максимальне розкриття складає 67,1 %, при мінімальній товщині шлаку 0,2 м, тоді як при збільшенні товщини шлаку до 0,24 м площа зменшується до 59,7 %. Щодо розкриття продувної плями, при використанні центрального продувного блоку (рис. 5), то воно має таку ж залежність – при товщині шлаку 0,2 м оголення відносної площі дзеркала складає близько 61,5 %, а при 0,24 м шлаку – 59,2 %. Зі збільшенням інтенсивності продувки відносна площа продувної

плями збільшується за рахунок взаємодії барботажної зони на границі метал-шлак до 750 л/хв, а при більш інтенсивній продувці розкриття майже не відбувається.

Загальний вид рівняння, який дозволяє розрахувати відносну площу продувної плями:

$$S = A \times q^n \times h_{шл}^m, \quad (1)$$

де A, n, m - емпіричні коефіцієнти, величини яких для різних варіантів розташування пробок представлені в таблиці 2.

Таблиця 2

Емпіричні коефіцієнти математичної моделі для розрахунку зміни площі продувної плями

Розміщення продувних блоків	A	n	m
центр	$1,82 \times 10^{-28}$	9,1	-0,22
периферія	$1,36 \times 10^{-28}$	9,3	-0,61

На основі отриманих даних виконано оцінку ефективності видалення неметалевих включень в досліджуваному діапазоні продувки при позапичній обробці сталі на установці «ківш-піч». Ймовірність закріплення включення R_A може бути описана як відношення площі обмеженою критичним діаметром захоплення, через який пливе бульбашка, до

площі обмеженої сумою діаметрів бульбашки і включення [12–14].

На рисунку 6 Зображено графік залежності ефективності видалення неметалевих включень від інтенсивності продувки сталі в ковші.

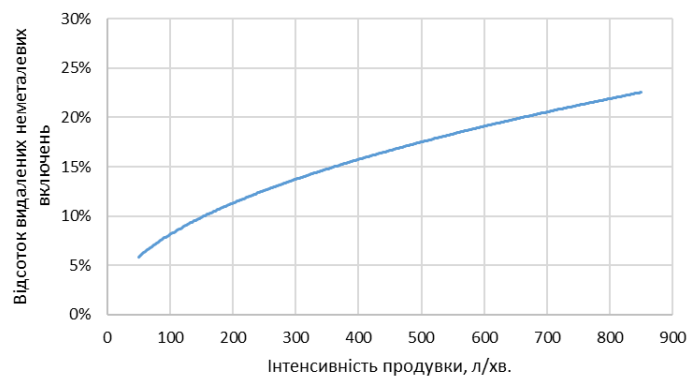


Рис. 6 – Вплив інтенсивності продувки сталі на відсоток видалення неметалевих включень

Зі збільшенням інтенсивності продувки відсоток видалених неметалевих включень зростає, у зв'язку зі збільшення об'єму барботаژної зони, оскільки їх видалення відбувається за рахунок прикріплення до бульбашки на межі метал-газ. При витратах газу 100 л/хв кількість видалених неметалевих включень складає близько 8% збільшивши інтенсивність продувки до 800 л/хв їх кількість складатиме 22% всіх НВ.

Висновки

За результатами проведених досліджень отримані залежності впливу витрат газу, розташування продувних блоків і кількості шлаку на відносну площу продувної плями. Збільшення об'ємних витрат нейтрального газу, при розташуванні дуттьових пристроїв по центру і периферії, призводить до суттєвого збільшення зони барботажу, при цьому відмічено, що при використанні пористої вставки розташованої по центру ковша шлак досить рів-

номірно зміщується до периферії, а при використанні двох вставок шлак зосереджується в протилежній стороні ковша від їх розміщення. Відмінною особливістю продувки через два продувних блока, являється утворення застійної зони яка знаходиться в секторах 1 та 2.

Встановлено, що при мінімальних витратах газу шлаковий покрив зберігає стабільність, а продувна пляма не утворюється, що сприяє збереженню тепла в металевій ванні. Зі збільшенням витрат газу шлаковий покрив стає нестабільним, виникає занурення крапель шлаку в метал і розширення продувної плями, що збільшує втрати теплоти. А при збільшенні товщини шлаку від 0,2 до 0,24 м максимальне розкриття продувної плями зменшується з 67,1% до 59,7%.

Виконаний розрахунок впливу інтенсивності продувки на процес видалення неметалевих включень. Встановлено, що відсоток видалених неметалевих включень зростає, за рахунок збільшення об'єму барботаژної зони.

Перелік літературних посилань

1. Величко, О.Г. Технології підвищення якості сталі [Підручник] / О.Г. Величко, О.М. Стоянов, Б.М. Бойченко, К.Г. Нізяєв. – Дніпропетровськ: Середняк Т.К., 2016. – 196 с
2. Волкова, О.І., Утворення газового струменя та розрив шлакового шару під час продувки рідкої сталі газом у ковші позапічної обробки / О.І. Волкова, Д.Ю. Рябов, П.П. Шеллер // Техніка теплофізика та промислова теплоенергетика – 2009. – №1. – С. 46 – 52.
3. Smirnov A. Optimization of argon-injection process parameters for ladle treatment of steel / A. Smirnov, S. Eronko, I. Kovalenko, R. Giessen // EOSC, 5th European Oxygen Steelmaking Conference. – 2006. – № 5. – С. 272 – 279.
4. Maruoka N. Influence of bottom stirring conditions on gas-liquid reaction rate / N. Maruoka, F. Lazuardi, T. Maeyama, H. Nogami // Scanmet, 3rd International Conference on Process Development in Iron and Steelmaking. – 2008. – С. 449 – 458.
5. Conejo, A.N. Effects of Nozzle Radial Position, Separation Angle, and Gas Flow Partitioning on the Mixing, Eye Area, and Wall Shear Stress in Ladles Fitted with Dual Plugs / A.N. Conejo, R. Mishra, D. Mazumdar // Metallurgical and materials transactions. – 2019. – S. 1490 – 1502. <https://doi.org/10.1007/s11663-019-01546-8>
6. Tassot, P. Ways of Improving Steel Quality in the Tundish / P. Tassot, N. Reichert // Revue de Metallurgie. – № 107. – 2010. – pp.175-185.
7. Fruehan R.J.: The Making, Shaping and Treating of Steel (Steel Making and Refining), volume 2, pp. 125 – 133
8. PERFORMANCE TEST RESULTS OF ArcSave® TECHNOLOGY IN ELECTRIC ARC FURNACE STEELMAKING / Lidong Teng¹, Pär Ljungqvist, Michael Meador, Joakim Andersson, Helmut Hackl¹, Jan-Erik Eriksson¹ // 5th International Conference on Process Development in Iron and Steelmaking. – 12 –15 June 2016.
9. Wang L.T.; Zhang Q.Y.: ISIJ Int. 45-8 (2005), pp. 1138-7.
10. Українська Асоціація Сталеплавильників. Інформаційний портал про чорну та кольорову металургію. Режим доступу: <https://uas.su/books/2011/minizavod/32/razdel32.php> (дата звернення: 04.02.2022)
11. Pribulova, A. Influence of Blowing of Argon on the Cleanness of Steel / A. Pribulova // Archives of Foundry Engineering. – 2012. – № 12. S. 91–94.
12. Чичкарев, Е.А. Барботаже перемішування та механізм зсвоєння кальція при обробці сталі в ковші порошковим дротом / Е.А. Чичкарев, А.И. Троцан, Е.А. Казачков, С.Г. Рудакова // Вісник приазовського державного технічного університету – 2002. – №12. – С. 11–15.
13. Sano M. Model of Circulation Flow in Molten Metal for the Special Case of Bath Bubbling and Its Application to Gas Injection Processes / M. Sano, K. Mori // Injection Metallurgy - 83. Lulea, Sweden. – 1983. – P. 124–134.
14. Костецький, Ю.В. Дослідження ефективності процесу флотації неметалевих включень бульбашками аргону / Ю.В. Костецький, А.В. Мач // Наук. пр. Донець. нац. техн. ун-ту. Сер. Металургія. – 2011. – Вип. 13. – С. 65–76.

УДК 621.74.047:658

Терехов Д.А., Стоянов О.М., Галушкін М.В., Сусло Н.В., Гук Є.С.
**Конструкції та аналіз роботи обладнання для подачі сталі у
проміжний ківш 6-ти струмкового мблз**

Terekhov D.A., Stoyanov O.M., Galushkin M.V., Suslo N.V., Huk E.S.
**Design and analysis of the equipment for steel feeding into the
intermediate ladle of a 6-strand continuous casting machine**

Анотація. Враховуючи постійно зростаючі вимоги до експлуатаційних характеристик прокату, набуває актуальності проблема підвищення якості заготовки, яка виготовлена за технологією безперервного розливання.

Розглянута технологія подачі металу системи сталерозливний ківш (СРК) - відкритий струмінь - проміжний ківш (ПК) сортової машини безперервного лиття заготовок (МБЛЗ). Показано процеси руху потоків металу в представленій системі. Зазначено особливості конструкції елементів сортової МБЛЗ, які забезпечують раціональне проходження металу, що розливається, в системі СРК - відкритий струмінь - ПК. Це забезпечує ефективне формування потоків сталі в приймальній камері ПК і створює умови для підвищення якості металу.

Ключові слова: ПРОМІЖНИЙ КІВШ, ЯКІСТЬ, МБЛЗ, СТАЛЕРОЗЛИВНИЙ КІВШ, МЕТАЛ, МОДЕЛЮВАННЯ

Abstract. Taking into account the ever-increasing requirements for the performance characteristics of rolled products, the problem of improving the quality of billets produced by continuous casting technology is becoming increasingly important.

The paper considers the technology of metal feeding of the steel pouring ladle (SPL) - open jet - intermediate ladle (IL) system of a continuous casting machine (CCM). The processes of metal flow in the presented system are shown. The design features of the elements of a long section CCM, which ensure the rational passage of the poured metal in the SRC - open jet - PC system, are indicated. This ensures the efficient formation of steel flows in the receiving chamber of the PC and creates conditions for improving the quality of the metal.

Keywords: INTERMEDIATE LADLE, QUALITY, MBLS, STEEL LADLE, METAL, MODELING

Вступ. За постійно зростаючих вимог до експлуатаційних характеристик сталевих прокатів особливої актуальності набуває проблема підвищення якості заготовок при безперервному розливанні сталі. Найефективнішим способом розв'язання цього завдання є всебічне вдосконалення технології безперервного розливання сталі. Технічні рішення вдосконалення технології безперервного розливання сталі, як правило, полягають в першу чергу у управлінні гідродинамікою металу в проміжному ковші.

Система сталерозливний ківш (СРК) - відкритий струмінь - проміжний ківш (ПК) [1] є найважливішим

технологічним елементом сортової МБЛЗ, що потребує вдосконалення технології та обладнання [2].

Під час розливання сталі ця система значною мірою визначає стабільність процесу розливання на початковому його етапі, дуже впливаючи на підвищення якості металу, що розливається, і стабільну роботу машини [2].

Метал із сталерозливного ковша у проміжний ківш надходить відкритим струменем у момент наповнення ПК [1-2]. На рис. 1 представлено компонування обладнання сортової МБЛЗ, що забезпечує проходження рідкої сталі з СРК у ПК і далі кристалізатор.

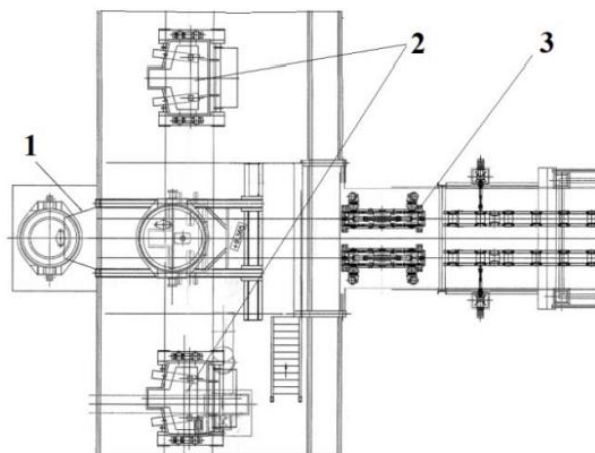


Рис. 1. Компонування сортової МБЛЗ:

1 - стэнд сталерозливного ковша; 2 - ПК машини; 3 - зона вторинного охолодження

Постановка проблеми. Гідродинаміка потоків у проміжному ковші має вирішальне значення. Дані про течію металу в проміжному ковші є основою для його вдосконалення.

Сучасний проміжний ківш МБЛЗ є металургійним агрегатом безперервної дії, головними завданнями якого є стабілізація температури рідкої сталі та видалення неметалевих включень з неї [1-4]. Способи й успішне вирішення зазначених завдань значною мірою залежать від гідродинамічних особливостей руху металу в проміжному ковші, пряме дослідження яких під час безперервного його розливання практично неможливе. Тому вибір раціональної конструкції проміжного ковша і режимів руху розплаву в ньому ґрунтується, як правило, на результатах фізичного або математичного моделювання [5-7].

Оптимальна ємність промковша визначається перерізом (шириною) заготовок, що відливаються, числом струмків, відстанню між струмками, швидкістю розливання, вимогами до можливості спливання неметалевих включень і асиміляції їх шлакоутворювальним покриттям. На величину ємності промковша впливає також і режим розливання: у разі серійного розливання ємність промковша збільшується з метою забезпечення запасу металу, необхідного для заміни сталерозливного ковша.

Як показує практика, для високошвидкісних сортових 6-ти струмкових МБЛЗ ємність промковша становить, як правило, 25-30 тонн за висоти наливання металу не менше 0,7-0,8 м. Вищий рівень металу в ковші надмірно турбулізує струмінь металу, а менший робить його неорганізованим, зменшує час перебування металу в ковші і ускладнює роботу під час розливання металу серіями. Важливим критерієм вибору раціонального значення маси металу в промковші є також час перебування рідкої сталі в ньому, тобто так званий «резидентний» час. Значення цього показника зазвичай вибирається на рівні 8-10 хвилин.

Наявність шлаку в проміжному ковші створює небезпеку потрапляння його в кристалізатор. Тому для запобігання утворенню лійок під час витікання металу в проміжному ковші, особливо під час зміни сталерозливних ковшів, необхідно мати запас металу заввишки не менше 250...300 мм.

Сталь надходить у приймальну камеру проміжного ковша з СРК відкритим струменем у початковий період розливання, при відкритті СРК [1]. При цьому можна виділити два режими руху сталі:

момент відкриття впускного отвору (на початку розливання сталерозливного ковша), коли одночасно з металом переміщається пісок засипки з розливного отвору СРК. При цьому в розливному

отворі СРК, у початковий момент розливання, перебувають частини скоринки спеченої засипки і настили металу, призводить до вихроутворення в струмені металу, і до дефекту типу «віяло» в структурі відкритого струменя металу, що створює аварійну ситуацію на початку розливання [6];

сталій режим потоку відкритого струменя. У цьому випадку інтенсивно розвивається бічна поверхня ПК, захищена торкретмасою і основний бетон стінки ковша. Це може призвести: до порушення цілісності бічної поверхні ПК у приймальній камері; аварійної ситуації. Важливо визначити, з урахуванням полів швидкостей: раціональні форми приймальної камери, висоту борту ПК, конструкцію захисту дна ковша [7].

Мета даної роботи - проведення моделювання наповнення проміжного ковша МБЛЗ перед початком розливання сталі на МБЛЗ №1 ПрАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг».

Мета моделювання будь-якого промислового процесу це змодельовати фізику, що лежить в основі процесу, так, щоб можна було визначити важливі параметри процесу та управляти ними, одержуючи при цьому значний прибуток.

Для моделювання процесу заповнення проміжного ковша важливими параметрами, які необхідно враховувати в першу чергу є:

- гідродинамічні фактори, що впливають на процес початку та перебігу процесу розливання на машині безперервного розливання заготовок (МБЛЗ);
- плин рідкого металу і живлення струмків;
- тепломасообмінні процеси, які відбуваються в проміжному ковші.

Якщо процес заповнення проміжного ковша правильно промодельований, можуть бути передбачені гідродинамічні фактори що впливають на процес початку та перебігу процесу розливання МБЛЗ. Може бути промодельований вплив на плин рідкого металу і живлення струмків або інших змінних процесу. Кількість дослідницьких заливань рідкого металу може бути значно зменшена й використана в основному для підтвердження концепції.

Модель системи для аналізу процесу розливання зі сталерозливного ковша у проміжний ківш відкритим струменем.

Під час складання моделі [8] використано такі рівняння: як рівняння, що описує рух рідини в області моделювання, приймаємо рівняння Нав'є-Стокса для нестационарних потоків рідини (рідкого металу), нерозривності потоку [7].

Геометрія моделі визначається компонуванням обладнання розливного отвору СРК і розташуванням обладнання ПК щодо струменя рідкої сталі. Масштаб моделі становив 1:1.

$$\begin{cases} \frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + (\vec{u} \cdot \nabla) \vec{u} = \vec{F} - \frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \nabla^2 \vec{u} \\ \rho \nabla \cdot \vec{u} = 0 \end{cases} \quad (1)$$

Де \vec{u} - вектор швидкості рідини;
 \vec{F} - вектор об'ємних сил;
 p - тиск рідини;
 ∇p - градієнт тиску;
 ν - коефіцієнт кінематичної в'язкості;
 $\nabla^2 \vec{u}$ - лапласіан \vec{u} ;
 ρ - густина сталі.

Вектор об'ємних сил з урахуванням діючого гравітаційного поля землі визначається в обраній системі координат як

$$\vec{F} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\rho \cdot g \end{bmatrix} \quad (2)$$

де g – прискорення вільного падіння.

Припущення про постійну густину металу ρ може бути зроблено для розливних пристроїв системи ПК-К у випадках, коли різниця температур рідини не надто велика.

При розрахунку турбулентних течій металу в системі використовували $(k - \epsilon)$ -модель турбулентної в'язкості [1, 8]. При цьому вважали, що на підставі гіпотези Буссінеска коефіцієнт в'язкості, що входить до рівнянь Нав'є-Стокса, включає молекулярну в'язкість μ і турбулентну в'язкість μ_t . У математичній моделі процесу розливання металу було зроблено такі припущення [8]:

вважаємо, що модельований процес протікає в об'ємі, обмеженому контуром області моделювання;

рідина є в'язкою та нестисливою;

моделюємо процес розливання із СРК відкритим струменем;

швидкість витікання рідини зі сталерозливного ковша в проміжний ківш є постійною і заданою.

Математичне моделювання здійснювали з урахуванням початкових і граничних умов [1]. Початкові умови доповнюють рівняння (1): температура металу в проміжному ковші $1536 \div 1551$ °С, швидкість витягування заготовки $1,2 \dots 1,4$ м/хв, динамічна в'язкість сталі $0,006$ Па·с.

Розрахункова сітка та граничні умови

Кожну модель ділили на кінцеві елементи. Кількість елементів варіювали залежно від компонування обладнання приймальної камери ковша [4].

На вході розрахункової області системи (розливний отвір сталерозливного ковша) задають початкову швидкість потоку металу, для перерізу заготовок $\varnothing 170$ мм, швидкість дорівнюватиме:

$$\vec{u}_0 = 0,667 \text{ м/с}$$

де \vec{u}_0 – вектор початкової швидкості металу на вході в ПК, м/с.

На рідку сталь, що знаходиться поблизу твердих поверхонь (стінок), діє пристінкове прилипання

$$\vec{u} = 0 \quad (3)$$

Цю граничну умову встановлюють на всі внутрішні стінки поверхні ПК, розливного отвору СРК.

Уздовж площини симетрії, що проходить через вісь центру ПК, задається умова

$$\vec{n} \cdot \vec{u} = 0,$$

де \vec{n} - орт, перпендикулярний до вільної поверхні або площини симетрії.

На вільній поверхні - дзеркало металу в ПК задається умова прилипання

$$\vec{n} \cdot \vec{u} = 0. \quad (4)$$

На виході розрахункової області доцільно задавати тиск рідини, як правило, нульовий:

$$p = p_0 = 0 \text{ Па.}$$

Результати моделювання потоків металу в системі

Під час подання результатів чисельного моделювання [1] як параметри течії будуть прийняті поля швидкостей у струмені металу, що переміщається з СРК у приймальну камеру ПК.

На рис. 2 наведено поля швидкостей струменів металу в поперечному перерізі відкритого струменя металу, що надходить у приймальну камеру проміжного ковша із СРК.

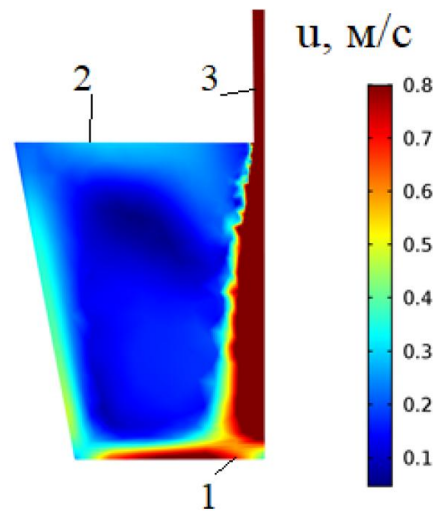


Рис. 2. Поля швидкостей потоків сталі в поперечному перерізі комплекту струмів металу - проміжний ківш:

- 1 - дно проміжного ковша; 2 - поверхня рідкого металу в ПК;
3 - відкритий струмінь металу з СРК

Аналіз результатів моделювання привів до таких висновків:

1) у приймальній камері ПК, під час розливання відкритим струменем із СРК, спостерігаються потоки металу зі швидкістю, більшою від допустимої (0,13 м/с) [1], що призводить до інтенсивного захвату НВ на поверхні розділу шлак - сталь приймальної камери ПК МБЛЗ і подальшого затягування НВ у метал, а також оголення дзеркала металу в приймальній камері ПК;

2) найбільші швидкості потоків металу за номінального розливу виявлено в місцях виходу бічних стінок ковша в районі дна і стику дно - борт проміжного ковша.

Для порівняння відповідності математичного моделювання до реального технологічного процесу наповнення проміжного ковша МБЛЗ (рис.3) була створена 3D модель 6-ти струмкового проміжного ковша в масштабі (1:1) та за допомогою програмного комплексу NOVAFLOW & SOLID CV 4.6R4 проведено моделювання.

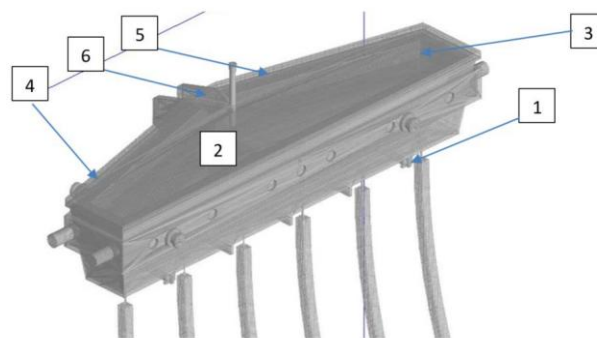


Рис.3. Розроблена 3D модель 6-ти струмкового проміжного ковша МБЛЗ: 1 - система гніздовий блок – стакан колектор (верхній та нижній); 2 – метало -приймач; 3 - вогнетривкий шар; 4 – торкрет маса; 5 - кришка проміжного ковша (зображена умовно); 6 - захисна труба маніпулятора.

Порівняння моделей по наповненню проміжного ковшу за умов відкриття на 18т та 6т (рис.4), а також фактичні швидкості розливання із швидкостями на підставі моделювання представлені на рис.5-8.

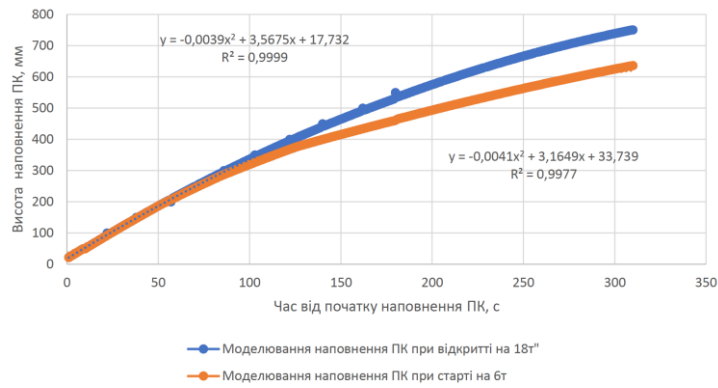


Рис.4 Порівняння фактичних даних по наповненню ПК з даними моделювання



Рис.5 Порівняння фактичної швидкості розливання струмка №6 з даними моделювання



Рис.6 Порівняння фактичної швидкості розливання струмка №1 з даними моделювання



Рис.7 Порівняння фактичної швидкості розливання струмка №5 з даними моделювання



Рис.8 Порівняння фактичної швидкості розливання струмка №2 з даними моделювання

Дані приведені на рис.4-8 мають високий ступень збігу фактичних даних з даними моделювання. Окремі піки в фактичних даних є результатом відсутності функцій згладжування яка притаманна для обраної програми моделювання та впливу системи керування рівнем металу в залежності від рівня наповнення кристалізатору металом під час розливання. Також на дані відхилення можуть впливати нестабільні потоки металу в проміжному ковші під час витоку металу із сталерозливного ковша в проміжний ківш через захисну трубу.

Дані наведені на рисунках отриманні за умов стандартної роботи МБЛЗ, коли захисна труба встановлюється перед відкриттям шибєрного затвору сталерозливного ковша та не знімається для пропалювання киснем.

Висновки

Аналіз особливостей роботи системи СРК - відкритий струмінь - ПК сортової МБЛЗ показав:

специфіку наповнення відкритим струменем проміжного ковша сортової машини і полів швидко-

стей у приймальній камері ковша. Виявлено наявність високих швидкісних потоків біля стінок приймальної камери ковша, що призводить до розмивання захисту дна проміжного ковша і торкрет-маси;

щоб ефективно виключати вплив потоків рідкого металу на бічну поверхню ковша на початку процесу розливання, застосовуються додаткові вогнегасні засоби, такі як необхідно застосовувати додаткові вогнетривкі вироби для дна приймальної камери сортової МБЛЗ з бічним захистом борту ковша. Це сприятиме: зниженню розмиву борту ПК; виключенню аварійних ситуацій під час розливання сталі на МБЛЗ; стабільності процесу безперервного розливання; підвищенню якості рідкої сталі, що розливається, завдяки зменшенню кількості НВ, які випадають з ПК у кристалізатор;

моделювання гідродинамічних процесів розливання сталі через проміжний ківш з використанням програми NOVAFLOW & SOLID CV 4.6R4 можливо з високим ступенем кореляції теоретичним та фактичних даних.

Бібліографічний опис:

1. Смирнов А. Н., Пилушенко В. Л., Минаев А. А. и др. Процессы непрерывной разливки. – Донецк: ДонНТУ, 2002. – 536 с.
2. Смирнов А. Н., Глазков А. Я., Пилушенко В. Л. и др. Теория и практика непрерывного литья заготовок. – Донецк: ДонГТУ, 2000. – 371 с.
5. Numerical Modelling of Dissipation Phenomena inside a New Ladle Shroud for Fluidynamic Control and its Effect on Inclusion Removal in a Slab Tundish / G. Solorio-Diaz, R. D. Morales, J. de J. Barreto-Sandoval [et al.] // Steel Research International. 2014. Vol. 85. № 5. – P. 863–874. <https://doi.org/10.1002/srin.201300224>
6. Mathematical Modeling of Inclusions Deposition at the Upper Tundish Nozzle and the Submerged Entry Nozzle / Enif Gutiérrez, Saul GarciaHernandez, José de Jesús Barreto [et al.] // Steel research international. 2016. Vol. 87. № 11. –P. 1406–1416. <https://doi.org/10.1002/srin.201500422>
7. Вдовин, К. Н. Технологии управления потоками стали и разработка огнеупорных конструкций для промежуточного ковша четырехручьевого МНЛЗ / К. Н. Вдовин, Василий В. Точилкин, Виктор В. Точилкин // Новые огнеупоры. – 2016. – № 2. – С. 3–5.
8. Vdovin, K.N., Marochkin, O.A. & Tochilkin, V.V. Creating a Stream Simulator to Improve the Wear Resistance of Refractories During the Casting of Steel on Continuous Section Casters. Refract Ind Ceram 54, 435–437 (2014). <https://doi.org/10.1007/s11148-014-9628-9>

УДК 669:162.1

Бойко М.М., Єфименко В.В., Махоркіна Т.А., Полякова Н.В., Журавльова С.В., Колеснікова Т.М.

Аналіз ефективності заміщення природного газу біомасою в процесі обпалу залізородних окатишів

Boyko M.M., Yefimenko V.V., Makhorkina T.A., Polyakova N.V., Zhuravlova S.V.
Kolesnikova T.M.

Analysis of the efficiency of replacing natural gas with biomass in the iron ore pellet firing process

Мета: Однією з найважливіших задач у металургійній галузі є зниження залежності від природного газу, який використовується в процесах випалювання залізородних окатишів. Висока вартість і нестабільність поставок природного газу мають значний вплив на економіку та екологію, особливо в умовах прагнення до зменшення викидів CO₂ та інших шкідливих речовин. Заміщення природного газу біопаливом, таким як лігноцелюзна біомаса, може стати ефективним рішенням, що дозволить знизити споживання викопного палива та поліпшити екологічні показники виробництва. Основною метою даного дослідження є розробка та оптимізація методу використання біопалива в процесі випалювання залізородних окатишів, що дозволить досягти необхідного рівня температурного режиму, зберігаючи при цьому високу якість продукції та мінімізуючи негативний вплив на навколишнє середовище. *Методика:* Теоретичне та експериментальне обґрунтування можливості заміщення природного газу біопаливом в процесі обпалу залізородних окатишів проведено за допомогою розрахункових формул, взятих з відповідної літератури, а також з використанням веб-додатку для моделювання та аналізу результатів. *Результати:* Застосування біопалива для заміщення природного газу в процесі обпалу залізородних окатишів виявило кілька важливих аспектів. Введення частинок біомаси в потік газу дозволило частково замінити природний газ без суттєвого впливу на тепловий режим обпалювальної машини через те, що продукти згоряння біомаси, а також стехіометричний об'єм повітря, необхідного для повного згоряння біомаси мають менший об'єм порівняно з продуктами згоряння та стехіометричним об'ємом повітря для спалювання газу. Це дозволяє нівелювати низьку теплоту згоряння біомаси. За результатами розрахунків і враховуючи реальний досвід заміни природного газу лушпинням соняшника пропонується на кожні 10% об. заміщеного природного газу спалювати 0,2 кг лушпиння соняшника, 0,125 кг деревного вугілля, 0,22 кг тирси і 0,25 кг соломи. Також було розраховано час згорання частинки палива рослинного походження залежно від її початкового діаметру. Вирішальний фактор, що визначає час згорання частинки є вміст летючих речовин, що в свою чергу визначає кількість коксового залишку частинки. Горіння коксового залишку частинки є найдовшою стадією у загальному часі згорання частинки. Отримані результати швидкості згорання, від найвищої: солома, лушпиння соняшника, дерево, деревне вугілля. Це означає, що солома, як паливо, що має найвищу швидкість згорання, може мати найбільший розмір частинки, що будуть задовільняти технологічним вимогам використання такого виду палива у пальному обпалювальному машини. Наукова новизна. Встановлено, що продукти згорання біомаси мають менший об'єм, що дозволяє компенсувати її нижчу теплотворну здатність і мінімізувати вплив на тепловий режим обпалювальної машини. Запропоновано оптимальні співвідношення біомаси для заміщення кожних 10% об'єму природного газу, що включає лушпиння соняшника, деревне вугілля, тирсу і соломі. Також, на основі розрахунків часу згорання частинок біопалива, було встановлено, що солома має найвищу швидкість згорання, що дозволяє використовувати її з більшим розміром частинок у пальному обпалювальному машини, задовольняючи технологічні вимоги. Практична значущість. Проведені в роботі розрахунки дозволяють замінити від 40 до 60 об.% природного газу різними типами палива рослинного походження, а також дозволяють оцінити необхідний ерานุлометричний склад палива для використання в процесі обпалу окатишів.

Ключові слова: залізородні окатиші, обпал, паливо рослинного походження, спалювання біомаси, швидкість згорання частинки твердого палива, солома, лушпиння соняшника, дерево, деревне вугілля.

Purpose. One of the most critical challenges in the metallurgical industry is reducing dependence on natural gas used in the iron ore pellet firing process. The high cost and supply instability of natural gas have a significant impact on both the economy and the environment, particularly in the context of efforts to reduce CO₂ emissions and other harmful substances. Replacing natural gas with biofuels, such as lignocellulosic biomass, could provide an effective solution to decrease fossil fuel consumption and improve the environmental performance of production. The primary objective of this study is to develop and optimize a method for using biofuels in the iron ore pellet firing process, aiming to achieve the required temperature regime while maintaining high product quality and minimizing the negative environmental impact. *Methodology.* Theoretical and experimental justification for the replacement of natural gas with biofuels in the iron ore pellet firing process was carried out using calculation formulas from relevant literature, as well as utilizing a web application for modeling and analyzing the results. *Findings.* The application of biofuels to replace natural gas in the iron ore pellet firing process revealed several important aspects. The introduction of biomass particles into the gas stream allowed for the partial replacement of natural gas without significantly affecting the thermal regime of the firing machine. This is because the combustion products of biomass, as well as the stoichiometric air volume required for complete biomass combustion, have a smaller volume compared to the combustion products and stoichiometric air volume required for natural gas. This helps to offset the lower calorific value of biomass. Based on the calculations and considering real-world experience with replacing natural gas with sunflower husks, it is proposed to burn 0.2 kg of sunflower husks, 0.125 kg of wood charcoal, 0.22 kg of sawdust, and 0.25 kg of straw for every 10% of replaced natural gas volume. Additionally, the combustion time of biomass particles was calculated depending on their initial diameter. The critical factor determining the combustion time of a particle is the volatile matter content, which in turn determines the amount of the particle's coke residue. The combustion of the coke residue is the longest stage in the overall particle combustion time. The obtained combustion rates, from the highest to the lowest, are as follows: straw, sunflower husks, wood, and wood charcoal. This

indicates that straw, as the fuel with the highest combustion rate, can have the largest particle size that meets the technological requirements for use in the firing machine burner. Originality. The combustion products of biomass have a smaller volume, which compensates for its lower calorific value and minimizes the impact on the thermal regime of the firing machine. Optimal biomass ratios have been proposed for replacing every 10% of the natural gas volume, including sunflower husks, wood charcoal, sawdust, and wheat straw. Additionally, based on the calculations of the combustion time of biofuel particles, it was found that straw has the highest combustion rate, allowing for the use of larger particle sizes in the firing machine burner, thus meeting technological requirements. Practical value. The calculations carried out in this work enable the replacement of 40 to 60 vol.% of natural gas with various types of plant-based fuels. Additionally, these calculations provide the means to assess the required granulometric composition of the fuel for use in the iron ore pellet firing process. Keywords: iron ore pellets, firing, plant-based fuel, biomass combustion, solid fuel particle combustion rate, wheat straw, sunflower husks, wood, charcoal.

Вступ

Основним паливом обпалювальних машин є природний газ. Скорочення споживання природного газу є однією з найважливіших проблем для України. Постійні коливання цін на природний газ створюють залежність у багатьох галузях економіки, особливо в металургії. Також через використання викопного палива збільшуються викиди CO₂ і шкідливих речовин, що негативно впливає на навколишнє середовище. У зв'язку з цим актуальним є вивчення використання біомаси для виробництва залізорудних окатишів. Лігноцелюозна біомаса є відновлюваним і стійким джерелом тепла та енергії, яке може пом'якшити зміну клімату. Одним з можливих шляхів скорочення споживання природного газу при обпалі окатишів є додавання частинок біомаси у потік газу таким чином заміщуючи деякий об'єм природного газу.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми

У роботі [1] була розглянута можливість заміни деякого об'єму природного газу лушпинням соняшника. За рахунок низької витрати природного газу та мінімальних температур обпалу було досягнуто 60 об.% заміни природного газу, зі збільшенням загального споживання газу вдалося замінити мінімум 40 об.%. Це пояснюється тим, що при великій витраті природного газу утворюється великий тепловий потік. Оскільки швидкість згорання лушпиння соняшнику в пальнику обмежена, при великій її кількості, що подається в пальник, вона не встигає повністю згоріти в зоні факела, а тепловий потік змінює міцність залізорудних окатишів. Загалом вугілля, біомаса чи інше тверде паливо містить різну кількість вуглецю, кисню, водню, азоту, сірки, вологи та золи. Частина палива, яка фактично бере участь у процесі горіння, називається горючою масою, частина, яка не бере участі в горінні, називається баластом, наприклад як зола/шлак. Серед цих елементів небажана присутність сірки, оскільки вона реагує з вологою димового газу утворюючи сірчану кислоту, яка є надзвичайно корозійною для металевих елементів обпалювальної машини [2,3].

Лімітуючим фактором при заміні природного газу паливом рослинного походження є обмежений час що необхідний для повного згорання частинок твердого палива. При великій витраті природного газу утворюється великий тепловий потік. Оскільки

швидкість згорання лушпиння соняшнику в пальнику обмежена, при великій її кількості, що подається в пальник, вона не встигає повністю згоріти в зоні факела, а тепловий потік змінює міцність залізорудних окатишів. Ефективність вигорання частинок палива також впливає на відкладення на вогнетривкій футеровці і на перехід лужноземельних металів у газову фазу [1]. Тому необхідно розрахувати такий розмір частинок, який забезпечить повне згорання палива і не завдасть впливу на технологічний процес обпалу окатишів.

Згорання частинки передбачає складні фізичні і хімічні взаємодії. Частинка, що потрапила в гарячий газовий потік, нагрівається за рахунок теплообміну $Q_{\text{ср}}$ і випромінювання $Q_{\text{гр}}$ від потоку гарячого газу і від навколишнього середовища. Далі при контакт з киснем відбувається видалення летючих і горіння коксового залишку [2, 4].

Швидкість нагріву вугільних частинок у період займання становить близько 10^3 — 10^4 К/с. Отримані експериментальні дані показують, що час вигорання великих фракцій антрацитового пилу в досліджених умовах пропорційно квадрату вихідного розміру вугільних частинок і слабо залежить від температури газового середовища. Це характерно для дифузійного режиму горіння. Цікаво відзначити, що великі частки антрациту (≥ 150 мкм) і за порівняно низьких температур ($T_g = 1200 \div 1400$ К) вигоряють у дифузійному режимі до дуже малих розмірів - 20 мкм і нижче [5].

За результатами досліджень [5], процес горіння вуглецевого палива складається з чотирьох стадій. Перша стадія - прогрів частки до початку займання летких речовин. Для частки розміром 750 мкм, ця стадія тривала 1,125 с. Друга стадія - горіння летких у газовій фазі. Тривалість її становить 0,312 с. Фронт полум'я газоподібних летких має форму сфери, децю витягнуту у вертикальному напрямку. Усередині сфери полум'я чітко видно ще темна вугільна порошок, що не світиться. На фотографіях у цей період спостерігаються також гарячі струмені, що проникають за межі сфери полум'я, - це можуть бути викиди рідких продуктів термічного розкладання вугілля. Третя стадія - розігрів коксового залишку - настає після завершення полум'яного горіння летких. Подальший розігрів коксового залишку відбувається внаслідок хімічного реагування його з киснем. Четверта стадія - вигорання коксового залишку - завершальна стадія процесу. Для частки, що розглядалася, ця стадія тривала 6,3 с [7].

Відносна частка часу вигорання летких становить лише 5—3%. В інтервалі $V_{л} = 12 \div 60\%$, час горіння летких практично не змінюється, це ж можна сказати і про тривалість займання коксового залишку [7].

Тож для аналізу можливості заміщення природного газу паливом рослинного походження в процесі обпалу залізородних окатишів, необхідно розрахувати час згорання частинки в залежності від її діаметру та оцінити кількість палива рослинного походження для заміщення об'єму природного газу.

Мета і завдання досліджень

Метою даного дослідження є визначення кількості палива рослинного походження різного типу, яке можна використовувати для заміщення частини витрати природного газу при обпалі залізородних окатишів, а також розрахунок часу згорання частинки палива різного типу в залежності від її діаметру для визначення максимальної крупності часток палива в умовах спалювання його в пальниках обпалювальної машини.

Матеріали та методи дослідження

Розрізняють три види температур горіння палива: калориметричну (t_k), теоретичну (t_T) та дійсну (t_d). Калориметрична температура – це температура, до якої нагрілися б продукти повного горіння, якби все тепло палива та повітря пішло на нагрівання газів. Теоретична температура враховує ендотермічні реакції дисоціації діоксиду вуглецю та водяної пари, що йдуть зі збільшенням об'єму продуктів згорання. Температура у зоні обпалу максимально сягає 1350°C , за цих температур вище вказані ендотермічні реакції не відбуваються. Дійсна температура враховує тепловіддачу від факела до матеріалу, що нагрівається, і кладки печі. Для визначення дійсної температури горіння палива вводиться поняття пірометричного коефіцієнта, що буде дорівнювати 0,9 [1].

Залежно від типу згорання (коефіцієнт надлишку повітря) гази згорання можуть містити:

для неповного згорання (коефіцієнт надлишку повітря <1): CO , CO_2 , SO_2 , H_2O , N_2 .

для теоретичного або стехіометричного згорання (коефіцієнт надлишку повітря = 1): CO_2 , SO_2 , H_2O , N_2 .

при коефіцієнті надлишку повітря > 1: CO_2 , SO_2 , H_2O , N_2 , O_2 [6].

Для визначення калориметричної температури використовують рівняння теплового балансу:

$$\text{LHV} + q_T + q_B = V_{\text{пг}} \cdot C_{\text{пг}} \quad (1)$$

Таблиця 1

Властивості палив рослинного походження

Матеріал	C [%]	H [%]	N [%]	S [%]	O a) [%]	A d [%]	HHV b) [MJ/kg]	LHV c) [MJ/kg]	Джерела
Лушпиння соняшнику	45.82	6.32	2.61	0.14	38.31	6.81	19.31	17.6	[114

де LHV – нижча теплотворна здатність палива, кДж/кг. Для метану - 35880; q_T – фізичне тепло палива, кДж/кг; q_B – фізичне тепло повітря, кДж/кг; $V_{\text{пг}}$ - обсяг продуктів горіння, м³/кг; $C_{\text{пг}}$ - середня теплоємність продуктів горіння в інтервалі температур 0 - t_k , кДж/м³. Фізичне тепло повітря та палива відраховується від 0°C .

Фізичне тепло палива та повітря розраховується за формулою:

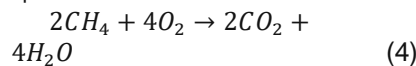
$$q = C \cdot t \cdot V \quad (2)$$

де C – теплоємність за температури підігріву, кДж/(м³·°C); t_T - температура підігріву, °C; V - об'єм, м³.

Калориметрична температура розраховується за рівнянням:

$$t_k = \frac{Q_p + q_T + q_B}{V_{\text{пг}} \cdot C_{\text{пг}}} \quad (3)$$

Згорання природного газу відбувається за реакцією:



Для визначення продуктів згорання палив рослинного походження було використано веб застосунок, який було розроблено за результатами роботи [4]. Для отримання результатів, веб застосунок використовує наступні рівняння.

Стехіометричний об'єм кисню на кілограм сухого палива:

$$V_{\text{O}_2}^0 = \frac{22,41}{100} \left(\frac{C^i}{12} + \frac{H^i}{4} + \frac{S^i - O^i}{32} \right) \quad (8)$$

Стехіометричний об'єм сухого повітря на кілограм сухого палива:

$$V_a^0 = \frac{V_{\text{O}_2}^0}{0,21} \quad (9)$$

Об'єм вуглекислого газу на кілограм сухого палива:

$$V_{\text{CO}_2} = \frac{22,41}{12} \cdot \frac{C^i}{100} \quad (10)$$

Об'єм водяної пари на кілограм сухого палива:

$$V_{\text{H}_2\text{O}}^0 = \frac{22,41}{100} \left(\frac{H^i}{2} + \frac{W^i}{18} \right) \quad (11)$$

Об'єм діоксиду сірки на кілограм сухого палива:

$$V_{\text{SO}_2} = \frac{22,41}{32} \cdot \frac{S^i}{100} \quad (12)$$

Об'єм продуктів згорання:

$$V_{\text{Oga}} = V_{\text{CO}_2} + V_{\text{SO}_2} + V_{\text{N}_2} + V_{\text{H}_2\text{O}} \quad (13)$$

Де C^i , H^i , S^i – доля вуглецю, водню та сірки у паливі, W^i – вологість палива [4].

Необхідні дані для розрахунків видів біопалива, що розглядаються, наведені у таблиці 1.

Деревне вугілля	84.18	2.405	0.8025	0.015	9,1525	3.445	30.0865	29.4	[113
Тирса	44.75	6.31	1.68	0.05	42.94	0.34	18.3	16.6	[115
Пшенична солома	46.06	5.00	0.53	0.11	48.30	5	17.60	16.2	[111, 120

Розраховується за різницею, $O [\%] = 100 - C - H - N - S - Ad$

$HHV = 0,3491 \cdot C + 1,1783 \cdot H + 0,1005 \cdot S - 0,0151 \cdot N - 0,1034 \cdot O - 0,0211 \cdot Зола$

$LHV = HHV - 2514 \cdot ((9H + W)/100)$

Аналіз експериментальних даних про тривалість вигорання коксівного залишку частинок пилу основних видів енергетичного вугілля, що використовуються на вітчизняних електростанціях показав, що за концентрацій кисню і температур, характерних для пиловугільного факела в топках котлів, горіння вугільних частинок, як правило, відбувається в дифузійному режимі. Виняток становлять лише дрібні фракції антрацитового пилу ($\delta < 100$ мкм), які за низьких концентрацій кисню (менше 5%) і температур газового середовища $T_g < 1750$ К вигоряють в кінетичній області [7].

Набір реакцій що визначає процес вигорання частинки:

$C + O_2 = CO_2 + 394$ [МДж/моль]

$2C + O_2 = 2CO + 219$ [МДж/моль]

$C + CO_2 = 2CO - 186$ [МДж/моль]

$2CO + O_2 = 2CO_2 + 570$ [МДж/моль]

$C + H_2O \rightarrow CO + H_2 - 130.5$ кДж/моль

При визначенні часу згорання частинок у пильнику робиться ряд припущень:

Час згорання частинки визначається часом згорання коксового залишку.

Збільшення вмісту водяної пари при незмінній температурі сприятиме прискоренню догорання чадного газу. Це призведе до того, що умовний розмір області вигорання СО біля частинки, зменшиться, що не істотно впливає на доступ кисню до поверхні коксу. Це пояснюється тим, що додатковий механізм газифікації вуглецю по реакції 5 нівелюється зменшенням швидкостей гетерогенних реакцій 1-3 через зниження температури. Тому приймається що водяний пар не впливає на час згорання коксової частинки і не береться до уваги при розрахунках швидкості згорання частинки палива. [8, 9]

Приймається що частинки палива що згоряють мають сферичну форму.

Час вигорання частинок коксу твердого палива в дифузійному режимі може бути знайдено за емпіричною залежністю:

$$\tau_c = k_c \cdot 2.21 \cdot 10^8 \cdot \frac{\rho_c \delta^2}{T_g^{0.9} [O_2]} \quad (10)$$

де τ_c - тривалість горіння коксового залишку, с; k_c - експериментальний коефіцієнт, що характеризує специфіку вигорання частинок палива даного

виду; O_2 - об'ємна концентрація кисню, %; δ - діаметр частинки, м; ρ_c — уявна густина коксового залишку, кг/м³, T_g - температура газу.

За результатами досліджень експериментальний коефіцієнт K_c дорівнював від 0,5 до 2,5. Загалом цей коефіцієнт характеризує відхилення дійсного часу вигорання частинки від розрахункового, через різний вихід летючих речовин що пов'язується з різними швидкостями нагрівання в порівнянні зі стандартним аналізом. Тому припустимо що цей коефіцієнт буде дорівнювати 1 для всіх видів біопалива що розглядаються.

Уявна густина коксового залишку розраховується за рівнянням:

$$\rho_c = \rho_p \cdot \frac{100 - W_p - V_p}{100} \quad (11)$$

де W_p і V_p — вологість і вихід летких речовин на робочу масу, %; ρ_p - дійсна густина палива.

Через те що частинки лушпиння соняшнику, соломи та тирси мають форму що сильно відрізняються від сферичної розраховуємо для них діаметр еквівалентного шару, за формулою:

$$\delta_{ек} = \sqrt[3]{\frac{6abc}{\pi}} \quad (12)$$

Також необхідно врахувати що через більшу поверхню контакту з газом теплоносієм частинки лушпиння соняшнику, соломи та тирси матимуть менший час згорання. Тому можна ввести додатковий коефіцієнт сферичності який буде враховувати цю особливість даних видів палива.

Сферичність Крумбейна [9] розраховується за формулою:

$$\Psi_K = \sqrt[3]{\frac{S \cdot l}{L^2}} \quad (13)$$

де: Ψ_K — сферичність Крумбейна, S — мінімальна довжина частинки палива, l — проміжна довжина частинки палива, L — максимальна довжина частинки палива.

Розраховані значення сферичності для лушпиння соняшнику, дерева та соломи відповідно дорівнюють 0,32, 0,43, 0,24.

Результати дослідження

Розраховані об'єми продуктів згорання різних видів біопалива наведені у таблиці 2.

Для розрахунку часу згорання частинки палива рослинного походження, необхідно визначити уявного стану коксового залишку за рівнянням 11. Результати розрахунку наведені у таблиці 3.

Таблиця 2

Об'єми продуктів згорання для 1 кілограму твердого палива рослинного походження, м³.

Матеріал	VCO ₂	VH ₂ O	VSO ₂	VN ₂	V повітря стехіометричний	Σ V
Лушпиння соняшника	0,85	0,8	0,00098	3,56	4,48	5,23
Деревне вугілля	1,57	0,29	0,0001	6,19	7,82	8,05
Тирса	0,83	0,83	0,00035	3,35	4,23	5,03
Солома	0,86	0,67	0,00077	3,02	3,82	4,55
Природний газ	1	2		7,52	9,52	10,52

Таблиця 3

Властивості палив рослинного походження і розрахована уявна густина коксового залишку.

Матеріал	Дійсна густина, кг/м ³	Вологість, %	Вміст летких речовин, %	Уявна густина коксового залишку, кг/м ³	Джерела
Лушпиння соняшнику	644,4	8,4	72,2	125	[1, 8]
Деревне вугілля	1200	5	30	780	[1, 9]
Тирса	1360	10,5	80	129,2	[1, 8]
Пшенична солома	613	9,62	79,82	64	[8, 9]

На рисунку 3 зображено графік за результатами розрахунків за рівнянням 10.

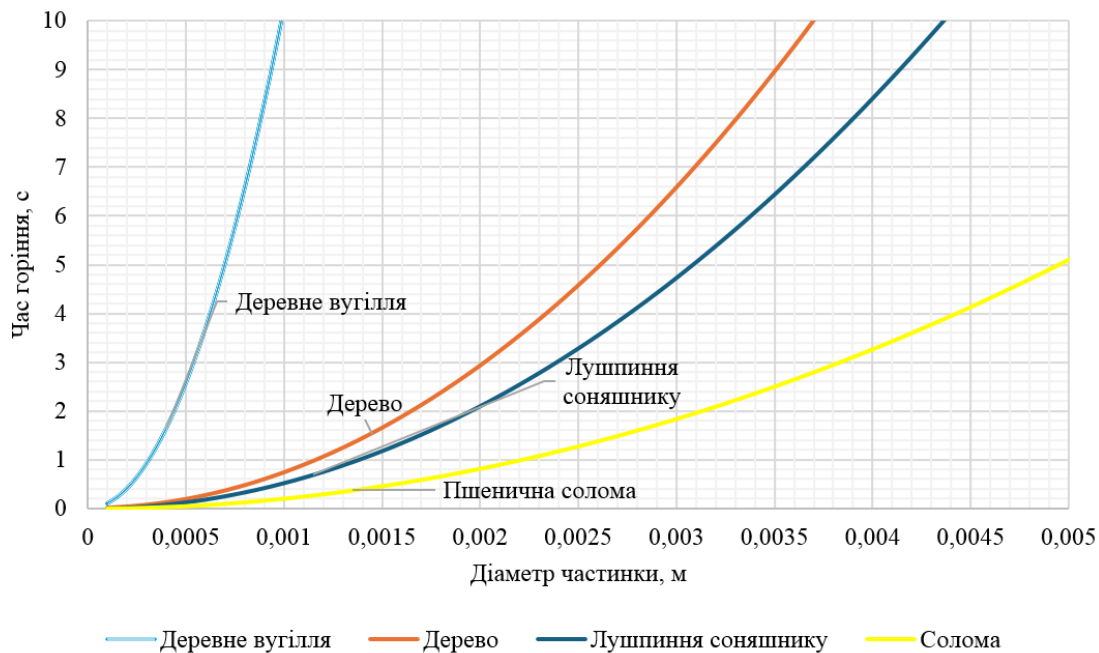


Рисунок 3. - Залежність часу вигорання частинки палива від діаметру

Обговорення результатів

Аналізуючи результати розрахунків об'ємів димових газів різних видів біопалива, що наведені в таблиці 2 можна помітити, що згорання твердого палива в результаті дає менший сумарний об'єм димових газів, а також потребує менший стехіометричний об'єм повітря в порівнянні зі згоранням природного газу. Це дозволяє спалювати необхідну кількість твердого палива для збереження теплового ефекту заміщеного об'єму природного газу. В

результаті додавання палива рослинного походження у паливник не буде значним чином змінювати тепловий режим опалювальної машини. За результатами розрахунків і враховуючи реальний досвід заміни природного газу лушпинням соняшника пропонується на кожні 10% об. заміщеного природного газу спалювати 0,2 кг лушпиння соняшника, 0,125 кг деревного вугілля, 0,22 кг тирси і 0,25 кг соломи.

В таблиці 3 наведено результати розрахунків уявної густини коксового залишку. Показник уявної густини коксового залишку має лінійний вплив на

швидкість вигорання частинки палива. Сира біомаса має меншу уявну густину коксового залишку, аніж оброблена біомаса, в даному випадку деревина, що отримана в результаті піролізу. Вирішальний вплив на густину коксового залишку має вміст легких речовин біомаси. Це підтверджується рядом експериментальних даних.

Так стверджується що вуглецевий залишок частинки біомаси відрізняється від вуглецевого залишку вугілля через меншу щільність частинок, неправильну форму та високу пористість. У роботі [9] досліджували реакційну здатність горіння вуглецевого залишку, отриманого з деревини сосни та проса. Вони повідомили, що обидва вугілля біомаси мають високу реакційну здатність — в порівнянні з реакційною здатністю високолеткого бітумінозного вугілля. Реакційна здатність вуглецевого залишку дещо знижується під час горіння, оскільки неорганічні компоненти зазнають фізичного та хімічного перетворення, а також тому, що

більше реакційноздатного вуглецю окислюється на ранній стадії. У роботі [10] вивчали реакційну здатність вугілля сирі та торрефірованої біомаси, і виявили, що торрефікована біомаса менш реакційноздатна, ніж сира біомаса.

Аналізуючи рисунок 3 можна зробити висновок, що деревне вугілля має найбільшу тривалість вигорання через менший вміст легких речовин у порівнянні з іншими видами біомаси. Через це утворюється коксовий залишок з високою уявною густиною, який потребує значний час для вигорання. На основі побудованого графіку можна визначити необхідний гранулометричний склад палива для використання у пальнику опалювальних машин. Залежності від часу перебування частинки в зоні горіння, можна визначити рекомендований гранулометричний склад палива рослинного походження що додається у пальник опалювальної машини.

Таблиця 4

Рекомендований гранулометричний склад для різних видів палива рослинного походження що додається у пальник в залежності від часу перебування частинок в зоні згорання.

Час перебування, с	1	2	3	4	5
Деревне вугілля, мм	0,25	0,4	0,52	0,65	0,7
Тирса, мм	1,2	1,7	2	2,3	2,7
Лушпиння соняшнику, мм	1,4	2	2,4	2,7	3,1
Пшенична солома, мм	2,1	3	3,7	4,5	5

Висновки

Проведено розрахунки кількості палива рослинного походження, що може бути спалено в зоні обпалу в якості заміни об'єму природного газу. Розраховано об'єм димових газів палива рослинного походження. Запропоновано оптимальні пропорції лушпиння соняшника, деревного вугілля, тирси і соломи для заміщення кожних 10% об'єму природного газу - 0,2 кг лушпиння соняшника, 0,125 кг деревного вугілля, 0,22 кг деревини і 0,25 кг соломи.

Проведено розрахунки уявної густини коксового залишку різних видів палива рослинного походження. На основі отриманих даних визначено час згорання частинки палива в залежності від її діаметру. На основі розрахунків часу горіння частинок було визначено, що солома має найвищу швидкість згорання. Це дозволяє використовувати її у пальнику опалювальної машини з більшим розміром частинок: 5 мм при часі перебування в зоні горіння 5 секунд, задовольняючи при цьому технологічні вимоги.

Бібліографічний опис

1. Kieush L. et al. Research paper production of iron ore pellets by utilization of sunflower husks //Acta Metallurgica Slovaca. – 2021. – Т. 27. – №. 4. – С. 167-171.
2. Paraschiv, L. S., Serban, A., & Paraschiv, S. (2020). Calculation of combustion air required for burning solid fuels (coal/biomass/solid waste) and analysis of flue gas composition. *Energy Reports*, 6, 36-45.
3. Choi, S. and C. H. Kruger (1985). "Modeling coal particle behavior under simultaneous devolatilization and combustion." *Combustion and Flame* 61(2): 131-144.
4. Toporov, D. D. (2014). Chapter 4 - Mathematical Modelling and Model Validations. *Combustion of Pulverised Coal in a Mixture of Oxygen and Recycled Flue Gas*. Boston, Elsevier: 51-97.
5. Spliethoff H., Spliethoff H. *Combustion Systems for Solid Fossil Fuels //Power Generation from Solid Fuels*. – 2010. – С. 221-359.
6. Wornat, M. J., R. H. Hurt, K. A. Davis and N. Y. Yang (1996). Single-particle combustion of two biomass chars. *Symposium (international) on Combustion*, Elsevier.
7. Li, J., M. C. Paul, P. L. Younger, I. Watson, M. Hossain and S. Welch (2015). "Characterization of biomass combustion at high temperatures based on an upgraded single particle model." *Applied Energy* 156: 749-755.

8. Grotkjær, T., Dam-Johansen, K., Jensen, A. D., & Glarborg, P. (2003). An experimental study of biomass ignition☆. *Fuel*, 82(7), 825-833.
9. Blott S. J., Pye K. Particle shape: a review and new methods of characterization and classification //Sedimentology. – 2008. – T. 55. – №. 1. – C. 31-63.

References

1. Kieush L. et al. Research paper production of iron ore pellets by utilization of sunflower husks //Acta Metallurgica Slovaca. – 2021. – T. 27. – №. 4. – C. 167-171. DOI: <https://doi.org/10.36547/ams.27.4.1052>
2. Paraschiv, L. S., Serban, A., & Paraschiv, S. (2020). Calculation of combustion air required for burning solid fuels (coal/biomass/solid waste) and analysis of flue gas composition. *Energy Reports*, 6, 36-45. <https://doi.org/10.1016/j.egy.2019.10.016>
3. Choi, S. and C. H. Kruger (1985). "Modeling coal particle behavior under simultaneous devolatilization and combustion." *Combustion and Flame* 61(2): 131-144. [https://doi.org/10.1016/0010-2180\(85\)90159-2](https://doi.org/10.1016/0010-2180(85)90159-2)
4. Toporov, D. D. (2014). Chapter 4 - Mathematical Modelling and Model Validations. *Combustion of Pulverised Coal in a Mixture of Oxygen and Recycled Flue Gas*. Boston, Elsevier: 51-97. DOI:10.1016/B978-0-08-099998-2.00004-7
5. Spliethoff, H. (2010). *Combustion Systems for Solid Fossil Fuels*. In: *Power Generation from Solid Fuels*. Power Systems. Springer, Berlin, Heidelberg. https://doi.org/10.1007/978-3-642-02856-4_5 Wornat, M. J., R. H. Hurt, K. A. Davis and N. Y. Yang (1996). Single-particle combustion of two biomass chars. Symposium (international) on Combustion, Elsevier. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(96\)80151-2](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(96)80151-2)
6. Li, J., M. C. Paul, P. L. Younger, I. Watson, M. Hossain and S. Welch (2015). "Characterization of biomass combustion at high temperatures based on an upgraded single particle model." *Applied Energy* 156: 749-755.
7. Grotkjær, T., Dam-Johansen, K., Jensen, A. D., & Glarborg, P. (2003). An experimental study of biomass ignition☆. *Fuel*, 82(7), 825-833. [https://doi.org/10.1016/S0016-2361\(02\)00369-1](https://doi.org/10.1016/S0016-2361(02)00369-1)
8. Blott S. J., Pye K. Particle shape: a review and new methods of characterization and classification //Sedimentology. – 2008. – T. 55. – №. 1. – C. 31-63. <https://doi.org/10.1111/j.1365-3091.2007.00892.x>

УДК: 621.926.22 - 66-2

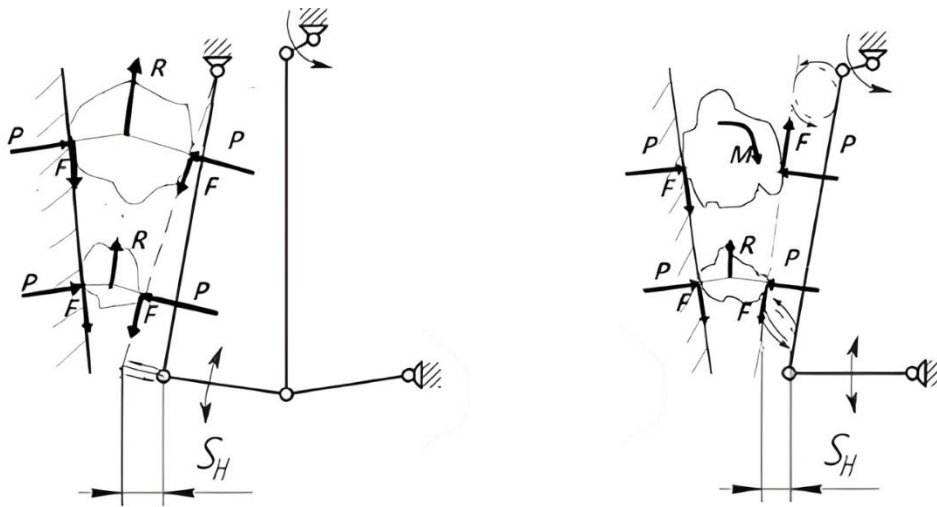
*Маліч М.Г., Катан В.О., Лайков Д.В., Авраменко С.О.***Порівняльний аналіз продуктивності та потужності процесу дроблення стисканням та зсувним навантаженням у щоківих дробарках з простим та з паралельно-коловим рухом щоки.***Malich M.G., Katan V.O., Laikov D.V., Avramenko S.O.***Comparative analysis of the productivity and power of the crushing process by compression and shear loading in jaw crushers with simple and parallel-circular jaw movement.***Мета.* Провести порівняльний аналіз продуктивності та потужності процесу дроблення стисканням та зсувним навантаженням у щоківих дробарках з простим та паралельно-коловим рухом.*Методика.* Для аналізу продуктивності та потужності процесу було використано порівняльний аналіз кінематичних особливостей механізмів приводу рухомої щоки для дробарок з простим рухом траєкторії точок робочої поверхні, зі складним рухом традиційної конструкції та з паралельно-коловим рухом щоки по всій її довжині.*Результати.* Наведено аналіз роботи найбільш поширених традиційних кінематичних схем щоківих дробарок з коловим рухом та складним рухом щоки. Детально розглянута щоків дробарка з коловим рухом рухомої щоки по всій її довжині, яка забезпечує підвищення її продуктивності за рахунок збільшення практично на чверть циклового часу розвантаження роздробленого матеріалу. Розрахована потужність на подолання сил тертя при руйнуванні шматків гірської породи. Розрахунками для різних гірських порід доведено, що щоків дробарка з коловим рухом рухомої щоки по всій її довжині, за рахунок зсувного навантаження теоретично потребує значно меншої (в середньому у 1,76 раз) потужності для дроблення гірської породи при всіх однакових показниках розмірів камери та умов дроблення ніж традиційна щоків дробарка з простим рухом щоки.*Наукова новизна.* Щоків дробарка з коловим рухом рухомої щоки по всій її довжині при раціональній продуктивності теоретично потребує значно меншої (в середньому у 1,76 раз) потужності для дроблення гірської породи з врахуванням витрат на тертя при всіх однакових показниках розмірів камери та умов дроблення ніж традиційна щоків дробарка з простим рухом щоки.*Практична значущість.* Наведена кінематична схема дробарки з паралельно-коловим рухом щоки по всій її довжині теоретично потребує значно меншої потужності, отже матиме більш високий рівень енергоефективності, що безпосередньо впливає на економічні показники процесу дроблення. Енергоефективність та підвищення продуктивності можуть стати ключовими критеріями в конкурентоспроможності на ринку.*Ключові слова.* Щоків дробарка, потужність, продуктивність, енергозбереження, кінематична схема, дезінтеграція, порода, навантаження, дроблення, стиск, зсув.*Objective.* To carry out a comparative analysis of the productivity and efficiency of the crushing process by compression and shear load in jaw crushers with simple and parallel-circular motion.*Methods.* A comparative analysis of the kinematic features of the movable jaw drive mechanisms for crushers with simple movement of the trajectory of the working surface points, with complex movement of the traditional design, and with parallel-circular movement of the jaw along its entire length was used to analyze the productivity and power of the process.*Results.* The paper analyzes the operation of the most common traditional kinematic schemes of jaw crushers with simple movement and complex jaw movement. A jaw crusher with a circular motion of the movable jaw along its entire length is considered in detail, which provides an increase in its productivity by increasing the cycle time for unloading the crushed material by almost a quarter. The power to overcome friction forces during the destruction of rock pieces was calculated. Calculations for various types of rocks have shown that a jaw crusher with a circular movement of the movable jaw along its entire length, due to shear load, theoretically requires significantly less (on average, 2 times) power to crush rock at all the same chamber dimensions and crushing conditions than a traditional jaw crusher with a simple jaw movement.*Scientific innovation.**A jaw crusher with circular motion of the movable jaw along its entire length, with rational productivity, theoretically requires significantly less (on average 1.76 times) power for crushing rock, taking into account friction costs, with all the same chamber dimensions and crushing conditions, than a traditional jaw crusher with simple jaw motion.**Practical significance.**The presented kinematic scheme of a crusher with a parallel-circular movement of the jaw along its entire length theoretically requires significantly less power and therefore will have a higher level of energy efficiency, which directly affects the economic performance of the crushing process. Energy efficiency and increased productivity can become key market competitiveness criteria.**Keywords.**Jaw crusher, power, productivity, energy saving, kinematic diagram, disintegration, rock, load, crushing, compression, shear.*

Вступ. Процес дроблення та просування роздроблених шматків по висоті камери дроблення у щоківих дробарках залежить від кінематичних особливостей механізму приводу рухомої щоки [1-3]. Енергоефективність процесу дроблення залежить від характеру руху рухомої щоки, фізико-механічних властивостей руйнівного матеріалу та вибору

параметрів процесу [4-8], де основними чинниками є умови прикладання навантаження.

Основна частина. У дробарках з простим рухом траєкторії руху точок робочої поверхні бронеплити являють собою або частини дуги кола, або прямі лінії [9]. Під час роботи такий дробарки (рис. 1а) щока робить коливальний рух, при цьому

найбільший хід стискання S_H (горизонтальна складова траєкторії руху будь-якої точки щоки) має її нижня точка.



а
Рисунок 1 - Кінематичні схеми щоккових дробарок
а – з простим рухом щоки; б – зі складним рухом щоки

При цьому сили стискання P шматків породи у верхній та нижній частинах камери дроблення породжують складові R , які направлені вгору, а сили тертя F , які забезпечують захоплення шматка - донизу.

Істотним недоліком цих дробарок є малий хід стиснення у верхній частині камери дроблення, що призводить до поганого захоплення матеріалу, який подається на дроблення. Руйнування шматка породи відбувається за умови перевищення межі міцності на стиск, практично так, як при симетричному навантаженні зразка породи в пресі. В той же час нижня, більш активна за рахунок більшого ходу стиснення, частина камери не забезпечується достатньою кількістю матеріалу. Таким чином, продуктивність верхньої частини камери дроблення значно менше ніж нижньої. При цьому енергія, необхідна для дроблення пропорційна межі міцності матеріалу на стискання у квадраті, а необхідна потужність процесу вираховується за відомою формулою Л.Б. Левенсона [1]

$$N_{\Pi} = \frac{\sigma_c^2 \pi L (D^2 - d^2)}{12 E \eta} n, \quad (1)$$

де σ_c – межа міцності дробного матеріалу при стисканні, Па; L – довжина камери дроблення, м; n – частота обертання ексцентрикового валу, c^{-1} ; D, d – максимальні розміри шматків вихідного та подрібненого матеріалу, м; E – модуль пружності, Па; η – КПД дробарки.

Фактична продуктивність такої щоккової дробарки, яка визначається обсягом готового продукту, що випадає з камери дроблення при відході рухомої щоки (холостому ході), відбувається двічі за один оберт кривошипа та розраховується за формулою.

$$n = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{g \cdot t g \alpha}{2 s_H}}, \quad (2)$$

де g – прискорення вільного падіння, m/c^2 , α – кут захоплення, s_H – хід рухомої щоки у нижній точці камери дроблення, м.

У дробарках зі складним рухом традиційної конструкції (рис. 1,б), у яких кривошип і рухлива щока утворюють єдину кінематичну пару, траєкторії руху точок рухомої щоки є замкнуті криві, найчастіше еліпси [1,2,10]. У процесі роботи такої дробарки рухомою щокою у верхній частині здійснює практично коловий рух, забезпечуючи тим самим хороше захоплення та дроблення вихідного матеріалу. При цьому у верхній частині камери дроблення сили стискання P шматків породи за рахунок тангенційної складової від руху рухомої щоки та зближення з нерухомою, захоплюють і рують шматки породи донизу та породжують сили тертя F , які направлені в різні сторони, що забезпечує ковзне стиснення. Руйнування шматка породи відбувається за умови перевищення межі міцності на зсув, практично так, як при асиметричному навантаженні зразка породи в пресі [11], а енергія руйнування пропорційна межі міцності породи на зсув у квадраті. В той же час у середній частині камери дроблення траєкторія руху точок щоки змінюється на еліпсоподібну, а в самому низу практично на прямолінійну, що приводить до гіршого процесу захоплення і дроблення породи, розташованої нижче середини камери дроблення [10]. У нижній частині камери дроблення руйнування шматка породи відбувається за умови перевищення межі міцності на стиск, практично так, як у дробарці з простим рухом, тобто як при симетричному навантаженні зразка породи в пресі. При цьому енергія, необхідна для дроблення у нижній частині камери дроблення також пропорційна межі міцності матеріалу на стискання у квадраті, а подрібнений матеріал постійно виштовхується нагору до тих пір, поки він зрештою, не буде захоплений та

подрібнений. Таким чином, у традиційних дробарках зі складним рухом щоки продуктивність у нижній частині камери дроблення значно менше, ніж у верхній.

У процесі роботи дробарки зі складним рухом щоки за традиційною схемою в першій фазі при русі кривошипу з крайнього верхнього положення вниз на кут 90° рухома щока рухається назустріч нерухомій. За рахунок стикання та тангенційної складової, вона захоплює і починає, фактично зсувним навантаженням, руйнувати вихідну породу та рухає її вниз, сприяючи розвантаженню подрібненого матеріалу. У другій фазі при русі кривошипа в крайнє нижнє положення рухома щока продовжує рухатися у бік, протилежний нерухомій щоці, і вниз, при цьому відбувається форсований викид подрібненого матеріалу з камери дроблення за рахунок руху щоки у бік розвантаження. Надалі при русі з нижнього крайнього положення вгору на кут 90° рухлива щока здійснює складний рух, за час якого її верхня частина здійснює рух вгору та в бік, протилежний від нерухомої щоки, а нижня частина рухається вгору і назустріч нерухомій щоці, що не сприяє розвантаженню подрібненої породи. В четвертій, останній, фазі нижня частина щоки рухається у бік, протилежний нерухомій щоці, і вгору, також перешкоджаючи випадінню подрібненого матеріалу. Таким чином, рух щоки в третій і четвертій фазах пе-

решкоджає виходу готового роздробленого матеріалу з камери дроблення, тобто. випадання готового продукту із камери дроблення відбувається двічі за один оборот кривошипу, як і у дробарок з простим рухом щоки.

В технічній літературі [1,2,3] можна виділити групу дробарок, у яких траєкторія руху рухомої щоки змінена за допомогою різних конструктивних прийомів, які забезпечують приблизно постійну величину ходу стиснення по всій висоті камери подрібнення. Ідея таких конструктивних рішень зводиться до створення однакового колового, або еліпсоїдного руху рухомої щоки по всій її довжині. Характерним прикладом такої дробарки є дробарка із загальним ексцентриковим приводним валом [10], у якої круговий рух верхньої частини щоки забезпечується обертанням одного ексцентрика, а круговий рух нижньої частини щоки відбувається за рахунок руху розпірної плити, що наводиться іншим ексцентриком. Продуктивність такої дробарки більша, ніж у переглянутих вище, однак через складність виготовлення та експлуатації вона не отримала поширення.

Наведемо приклад дробарки [12], яка забезпечує паралельний рух рухомої щоки до нерухомої за рахунок застосування двокривошипного шарнірного чотириздв'язника із загальним приводом кривошипів (рис.2).

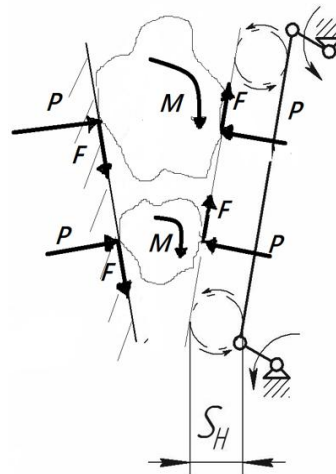


Рисунок 2 - Кінематична схема дробарки з паралельно-коловим рухом рухомої щоки до нерухомої

Траєкторія руху точок щоки у запропонованій кінематичній схемі є практично коловою, і хід стиснення та тангенційної складової по всій висоті камери подрібнення постійні. Оскільки довжини кривошипів однакові, рухлива щока в першій фазі при русі кривошипа з крайнього верхнього положення вниз на кут 90° рухається назустріч нерухомій щоці. При цьому у верхній частині та у нижній частині камери дроблення сили стиснення P шматків породи за рахунок тангенційної складової від руху рухомої щоки вниз та назустріч з нерухомою, захоплюють і рухають шматки породи донизу. Це породжує сили тертя F , які направлені в різні сторони, що забезпечує ковзне стиснення по всій довжині камери. Руйнування шматка породи відбувається за

умови перевищення межі міцності на зсув, практично так, як при асиметричному навантаженні зразка породи в пресі, а енергія руйнування пропорційна межі міцності породи на зсув у квадраті. В цей час зруйновані шматки породи рухається донизу, що також сприяє розвантаженню роздробленого матеріалу. У другій фазі при русі кривошипа в крайнє нижнє положення рухома щока рухається у бік, протилежний нерухомій щоці і вниз, при цьому також відбувається форсований викид роздробленого матеріалу з камери дроблення за рахунок руху щоки у бік розвантаження. У третій фазі роботи кривошипу при переході з нижнього крайнього положення вгору на кут 90° рухома щока рухається вгору й у бік,

протилежний нерухомій щоці, продовжуючи розвантаження роздробленого матеріалу. У четвертій фазі рухлива щока рухається вгору назустріч нерухомій щоці, починаючи дроблення знову завантаженого через завантажувальний отвір шматків породи. Тобто, для такої кінематичної схеми можемо скоригувати відому формулу [1] для визначення частоти обертання валу, будемо мати

$$n = \frac{3}{4} \sqrt{\frac{g \operatorname{tg} \alpha}{2s_H}}, \quad (3)$$

де g – прискорення вільного падіння, м/с², α – кут захоплення, s_H – хід рухомої щоки у нижній точці камери дроблення, м.

Таким чином, випадіння призми готового продукту з камери дроблення відбувається протягом трьох чвертей обороту кривошипу, тобто в трьох циклах роботи дробарки, що практично повністю вирішує проблему переподрібнення та дозволяє підвищити на чверть частоту обертання ексцентрикового валу та підняти продуктивність процесу дроблення.

В той же час необхідна потужність дроблення породи у наведеній дробарці з такою кінематичною схемою, яка забезпечує ковзне стискання може визначатися за залежністю згідно з формулою

$$N_c = \frac{k^2 \pi L (D^2 - d^2)}{12G\eta} n, \quad (4)$$

де k – межа міцності дробного матеріалу на зсув, Па²; L – довжина камери дроблення, м; n – частота обертання ексцентрикового валу, с⁻¹; D, d – максимальні розміри шматків вхідного та подрібненого матеріалу, м; G – модуль зсуву, Па; η – КПД дробарки, який за даними [13] для дробарок з складним рухом щоки приймають на рівні 0,45.

В цьому випадку треба розуміти, що ковзне стиснення забезпечують сили тертя між породою та бронеплитами за рахунок тангенціального навантаження від рухомої щоки, а максимальне дотичне напруження можна вирахувати при визначенні зусилля дроблення (напруження стиску) та коефіцієнта тертя за залежністю $\tau_{max} = f\sigma_c$. При ковзному

$$N_{ct} = \frac{2(1+\nu)k^2\pi L(D^2-d^2)}{12E\eta} n + \frac{f\sigma_c^2\pi L(D^2-d^2)}{1,9Es_1} n r \cos \frac{\alpha}{2} = \frac{\pi L(D^2-d^2)n}{E} \left[\frac{(1+\nu)k^2}{6\eta} + \frac{f\sigma_c^2}{3,8} \cos \frac{\alpha}{2} \right] \quad (8)$$

Також потужність витрачається у всіх типах дробарок на пружну деформацію деталей та на тертя в сполученнях (на так званий холостий хід), що згідно з [7], визначається за формулою

$$N_x = 0,5K_c \left(\frac{N_y}{1,39K_N} - e_A \Pi_m \right) \quad (9)$$

де, K_c – коефіцієнт, що враховує рух рухомої щоки; N_y – встановлена потужність двигуна, кВт; 1,39 – номінальний запас потужності; K_N – коефіцієнт відхилення запасу потужності від номінального; e_A – питома корисна робота сил дроблення;

стисканні руйнування породи відбудеться коли $\tau_{max} > k$ – межі опору зсуву.

Тоді з урахуванням зв'язку між модулем пружності E і модулем зсуву G для визначення необхідної потужності на пружну деформацію шматків породи зсувом при дробленні з тангенціальним навантаженням маємо

$$N_c = \frac{2(1+\nu)k^2\pi L(D^2-d^2)}{12E\eta} n, \quad (5)$$

де ν – коефіцієнт Пуассона.

Але в цій формулі не врахована потужність, яка витрачається на роботу сил тертя у дробарках при складному русі щоки. Потужність, необхідна на подолання сил тертя між породою та двома щоками в камері дроблення у моменти захоплення та переміщення дробленої породи можна визначити за формулою

$$N_t = f Q_{max} \pi r n \cos \frac{\alpha}{2}, \quad (6)$$

де f – коефіцієнт тертя між породою та щокою; Q_{max} – максимальне зусилля дроблення, Н; r – радіус кривошипа, м; n – частота обертання, Гц; α – кут захоплення.

Максимальне зусилля дроблення визначається за формулою

$$Q_{max} = \frac{\sigma^2 L}{1,9E \cdot s_1} (D^2 - d^2), \quad (7)$$

де σ – межа міцності породи, Па; L – довжина камери дроблення дробарки, $L = 0,4$ м; D – розмір вихідного матеріалу, $D = 0,18$ м; d – середній розмір продукту дроблення, $d = 0,042$; E – модуль пружності вихідного матеріалу; $E = 3,5 \cdot 10^{10}$ Па; S_1 – хід рухомої щоки в місті прикладання сили Q_{max} .

Таким чином, з урахуванням потужності на тертя можна записати $N_{ct} = N_c + N_t$, а відкоригована формула для визначення необхідної потужності дроблення породи у наведеній дробарці, де рух рухомої щоки має однакову колову траєкторію по всій її довжині (рис. 2.), то можна вважати, що $s_1 = 2r$ і формула має вигляд

Π_m – максимальна технологічна продуктивність дроблення.

За даними [14] втрати енергії на роботу пружної деформації витрачається близько 35%, а на тертя у дробарках зі складним рухом щоки - 27,5%. В той же час аналітичні розрахунки авторів [1] показують, що сумарна пружна деформація елементів дробарок, що серійно випускаються під впливом сил дроблення, приведеним до середини камери дробарки становлять 10-15% ходу рухомої щоки у тій же точці.

В роботі [15] встановлено, що при раціональній продуктивності дроблення в щокових дробарках, коли ККД буде максимальним, загальні витрати потужності на терта та холостий хід у першому наближенні становлять $2N_x$. Наведемо фрагмент таблиці

(табл. 1) щодо встановленої потужності двигунів та потужності холостого ходу для декількох дробарок з складним рухом щоки [13. табл. 6.1. ст. 166].

	Дробарки	Потужність		Відношення N_x/N_y
		N_y , кВт	N_x , кВт	
1	2	3	4	5
Складний рух	СМ-166А 160*250	10	1,264	0,126
	С-182Б 250*400	17	1,738	0,102
	С-166А 250*900	40	3,291	0,082
	СМ-74 400*900	55	6,146	0,112
	СМ-16Д 1600*900	75	9,730	0,130
	Середнє значення відношення N_x/N_y , %			

Проаналізуємо відношення витрат необхідної потужності на подрібнення в щокових дробарках з простим та покращеним складним рухом щоки на прикладі дроблення декількох гірських порід, з різними фізико-механічними характеристиками (табл.1), коефіцієнтом Пуассона $\nu = 0,25$, коефіцієнтами тертя між породою та бронеплитами, при $f = 0,3$, ККД дробарки $\eta = 0,45$, кут захоплення $\alpha = 20^\circ$

та при однакових інших параметрах. Розрахунок відношення потужностей будемо рахувати за формулою

$$\frac{N_n}{N_{ст}} = \frac{\sigma_c^2}{12\eta} \left[\frac{(1+\nu)k^2}{6\eta} + \frac{f\sigma_c^2}{3,8} \cos \frac{\alpha}{2} \right] \quad (10)$$

та заносити у табл. 2, при цьому будемо вважати, що витрати потужності на холостий хід однакові для дробарок з простим і складним рухом щоки.

Тип породи	Експериментальні дані		Тангенційні напруження	Відношення	Відношення	Кадастр [15, с.]
	k , МПа	σ_c , МПа	τ_{max} , МПа	σ_c/k	$N_n/N_{ст}$	
1	2	3	4	5	6	7
Монцонит	60	260	78,0	4,3	1,8	104
Монцонит	24	127	38,1	5,3	2,0	105
Монцонит	7,5	48	14,4	6,4	2,1	
Пісковик	10	55	16,5	5,5	2,0	158
Руда гранд-магнетитова	22	117	35,1	5,3	2,0	67
Руда магнетитова	15	97	29,1	6,5	2,1	67
Алевролит	9,2	60,5	18,2	6,6	2,1	208
Алевролит	53	255	76,5	4,8	1,9	145
Аргилит	6,5	31	9,3	4,8	1,9	174
Роговик	25	138	41,4	6,7	2,0	66
Випняк	12	60	18,0	5,0	1,9	158
Туф гематизований	25	134	40,2	5,4	2,0	67
Середнє значення відношення				5,6	1,98	

Розрахунки сил тертя, які забезпечують тангенційні напруження при $f = 0,3$ показують, що дроблення породи у щокових дробарках зі складним рухом щоки відбудеться коли $\tau_{max} > k$ – межі опору зсуву, тобто сил тертя достатньо для забезпечення зсувного навантаження в камері дроблення до руйнування породи.

Таким чином енергетичний аналіз подрібнення у щокових дробарках з простим та складним рухом щоки з кінематичною схемою, яка реалізує коловий рух рухомої щоки по всій її довжині показав можливість значного енергозбереження (в середньому в 1,98 раз).

Але, якщо врахувати витрати потужності на інші дисипативні втрати, тобто, вважаючи, що з двох потужностей холодного ходу при раціональній продуктивності, одна складова йде на тертя між щочками та породою, то з урахуванням цього відношення потужностей зменшиться в середньому на 11%. Тоді з урахуванням цього середнє значення відношення $N_n/N_{ст}$ буде зменшено на 11% та буде дорівнювати $1,98 - 11\% = 1,76$.

Таким чином необхідна потужність дроблення у щоківній дробарці з використанням зсувного навантаження буде теоретично як мінімум у 1,7 раз менша в порівнянні з дробленням стискуванням для перевищення межі стиску у дробарках з простим рухом щоки. Також наведена кінематична схема щоківної дробарки з коловим рухом рухомої щоки буде

забезпечувати підвищеної продуктивності за рахунок збільшення на чверть циклового часу розвантаження роздробленого матеріалу.

Висновки. Вищенаведеним проведено аналіз роботи основних, найбільш поширених існуючих кінематичних схем щоківних дробарок. Доведено, що щоківна дробарка з коловим рухом рухомої щоки по всій її довжині теоретично потребує значно меншої (в середньому у 1,76 раз) потужності з урахуванням витрат на тертя для дроблення гірської породи при всіх однакових показниках розмірів камери та умов дроблення ніж традиційна щоківна дробарка з простим рухом щоки. Запропонована кінематична схема дробарки також забезпечує підвищення її продуктивності за рахунок збільшення практично на чверть циклового часу розвантаження роздробленого матеріалу.

Бібліографічний опис

1. Клушанцев Б.В., Косарев А.И., Муйземнек Ю.А. Дробилки. Конструкция, расчет, особенности эксплуатации. М.: Машиностроение, 1990. 320 с.
2. Блохин В.С., Большаков В.И., Малич Н.Г. Основные параметры технологических машин. Машины для дезинтеграции твердых материалов: Учебное пособие, ч.1. Днепропетровск: ИМА-пресс. 2006. 404с.
3. Bearman, Richard Ted. Jaw and Impact Crushers. SME Mineral Processing and Extractive Metallurgy Handbook, 2019, 367.
4. Korman, Tomislav, et al. Impact of physical and mechanical properties of rocks on energy consumption of jaw crusher. Physicochemical Problems of Mineral Processing 51.2 (2015): 461-475. DOI:10.5277/ppmp150208
5. Valencia-Ochoa, Guillermo, et al. Energy saving in industrial process based on the equivalent production method to calculate energy performance indicators. Chemical Engineering Transactions 57 (2017): 709-714
6. Miura, Norihiko, and O. Sukeo. Particle-crushing of a decomposed granite soil under shear stresses. Soils and foundations 19.3 (1979): 1-14
7. Beniak, J., Krizan, P., & Matús, M. TOOLS FOR MATERIAL DISINTEGRATION. Annals of the Faculty of Engineering Hunedoara. (2015). 13(1), 133
8. Li, Huiqi. Discrete element method (DEM) modelling of rock flow and breakage within a cone crusher. Diss. University of Nottingham, 2013
9. Целиков А.И. Машины и агрегаты металлургических заводов. Т.1. М.: Машиностроение. 1987. 440 с.
10. Масленников, В. А. Дробилки, разрушающие материал сжатием. Известия вузов. Горный журнал 10-11. 1996. с 124-138.
11. Маліч М.Г. Енергетичний аналіз дроблення рудних матеріалів асиметричним навантаженням. *Теорія і практика металургії*. Дніпро. НМетАУ. 2022. №3. с 38-44.
12. А.Г. Никитин, В.И. Люленков, А.В. Витушкин, Н.Д. Калюкина. Сравнительный анализ работы щековых дробилок с различными кинематическими схемами. Известия вузов. Черная металлургия. 2012. №10. с 30-31.
13. Штепа В.П. Теорія. Експеримент. Практика. Енергозбереження при машинному виробництві. Монографія. Дніпропетровськ. ИМА-пресс. 2009. 268с. (рос. мовою).
14. Косарев А.И., Овчаренко Н.В. Энергетические потери в щековых дробилках. Тр. ВНИИстройдормаш. М. 1977. № 77. с 21-25.
15. Штепа, В. П., Прогнозирование полезной работы и КПД проектируемой машины. Металлургическая и горнорудная промышленность 1. 2010. №3. с 115-118

References

1. Klushantsev, B. V., A. I. Kosarev, and A. Muizemnek Yu. "Crushers. Design, Calculation, Features of Operation." *M: Mechanical* (1990).
2. Blokhin V.S., Bolshakov V.I., Malich N.G. Basic parameters of technological machines. Machines for disintegration of solid materials: Textbook, Part 1. Dnepropetrovsk: IMA-press. 2006. 404 p
3. Bearman, Richard Ted. Jaw and Impact Crushers. SME Mineral Processing and Extractive Metallurgy Handbook, 2019, 367.
4. Korman, Tomislav, et al. Impact of physical and mechanical properties of rocks on energy consumption of jaw crusher. Physicochemical Problems of Mineral Processing 51.2 (2015): 461-475.
5. Valencia-Ochoa, Guillermo, et al. Energy saving in industrial process based on the equivalent production method to calculate energy performance indicators. Chemical Engineering Transactions 57 (2017): 709-714
6. Miura, Norihiko, and O. Sukeo. Particle-crushing of a decomposed granite soil under shear stresses. Soils and foundations 19.3 (1979): 1-14
7. Beniak, J., Krizan, P., & Matús, M. TOOLS FOR MATERIAL DISINTEGRATION. Annals of the Faculty of Engineering Hunedoara. (2015). 13(1), 133
8. Li, Huiqi. Discrete element method (DEM) modelling of rock flow and breakage within a cone crusher. Diss. University of Nottingham, 2013
9. Tselikov A.I. Machines and aggregates of metallurgical plants. Vol. 1. M.: Mashinostroenie. 1987. 440 p

10. Maslennikov, V. A. Crushers destroying the material by compression. Izvestiya vuzov. Mining journal 10-11. 1996. с 124-138.
11. Malich M.G. Energy analysis of crushing ore materials by asymmetric loading. Theory and practice of metallurgy. Dnipro. NMetAU. 2022. №3. p 38-44.
12. A.G. Nikitin, V.I. Lyulenkov, A.V. Vitushkin, N.D. Kalyukina. Comparative analysis of work of jaw crushers with different kinematic schemes. Izvestiya vuzov. Ferrous metallurgy. 2012. №10. p 30-31
13. Shtepa V.P. Theory. Experiment. Practice. Energy saving in machine production. Monograph. Dnipropetrovs'k. IMA-press. 2009. 268 p. (in Russian).
14. Kosarev A.I., Ovcharenko N.V. Energy losses in jaw crushers. Tr. VNIIshtroydormash. M. 1977. № 77. p 21-25.
15. Shtepa, V. P., Prediction of useful work and efficiency of the designed machine. Metallurgical and mining industry 1. 2010. №3. p 115-118

УДК.

Гладких В.А., Рубан А.В., Кузьменко С.М., Рябцев О.О., Аносов О.В., Кравченко В.П.

Визначення часу транспортного запізнення шихти при виплавці марганцевих сплавів у надпотужних феросплавних електропечах

Gladkikh V.A., Ruban A.V., Kuzmenko S.M., Riabtsev O.O., Anosov O.V., Kravchenko V.P.

Determination of the charge transport delay time during the smelting of manganese alloys in high-power ferroalloy electric furnaces

Покращення техніко-економічних показників процесу виплавки феросплавів відбувається за рахунок вирішення питань оперативного керування технологічними процесами, а їх оптимізація пов'язана з використанням надійних практичних вихідних даних. Тому в роботі з метою встановлення кореляційних взаємозв'язків між вихідними параметрами і кінцевими показниками з урахуванням технологічної інерційності процесу запропоновано скореговану методику «транспортного запізнення». Експериментально встановлено час «транспортного запізнення» електропечі РПЗ-63. Практична значущість результатів полягає в отриманні більш достовірних промислових даних залежності впливу опору електрода (R_3) на продуктивність печі (Γ_n), питомі витрати електричної енергії (Q_n) та коефіцієнт вилучення марганцю у сплав (η_{Mn}).

Ключові слова: феросплави, марганець, шихта, РПЗ-63, «транспортне запізнення», промисловий експеримент, регресійний аналіз, ТЕП.

Improvement of technical and economic indicators of the smelting process of ferroalloys occurs by solving issues of operational control of technological processes, and their optimization is associated with the use of reliable practical initial data. Therefore, in the work, in order to establish correlations between the initial parameters and final indicators, taking into account the technological inertia of the process, an adjusted "transport delay" method is proposed. The "transport delay" time of the РПЗ-63 electric furnace was experimentally determined. The practical significance of the results lies in obtaining more reliable industrial data on the dependence of the influence of the electrode resistance (R_3) on the furnace productivity (Γ_n), specific electrical energy consumption (Q_n) and the manganese extraction coefficient in the alloy (η_{Mn}).

Keywords: ferroalloys, manganese, charge, РПЗ-63, "transport delay", industrial experiment, regression analysis, ТЕP.

Вступ. Інтенсифікація електротермічних процесів виробництва марганцевих феросплавів в рудновідновлювальних надпотужних феросплавних електропечах типу РПЗ-63 пов'язана з розробкою нових і удосконаленням діючих технологій. Покращення техніко-економічних показників і підвищення якості готової продукції в умовах використання різноманітної марганцеворудної сировини і власних відходів вирішується на базі впровадження автоматизованих систем управління окремими ланцюгами і технологічним процесом в цілому [1-4]. Суттєве значення при цьому набувають рішення з використанням комп'ютерних технологій з дослідження, моделювання і керування процесами виробництва марганцевих феросплавів [5-8]. Вирішення питань оперативного керування технологічними процесами і їх оптимізації пов'язане з використанням надійних практичних вихідних даних.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми. Безперервний вуглецевотермічний процес виплавки марганцевих феросплавів в потужних закритих і герметичних рудовідновлювальних електропечах супроводжується безперервним завантаженням шихтових матеріалів на колошник печі. Для виключення виходу феросплавного газу через пічні бункери в них постійно повинен підтримуватись потрібний рівень і відповідна маса шихти. В ванні феросплавної печі типу РПЗ-63 знаходиться біля 300 т. шихти [9-12].

Відновлювальні процеси та формування шлаку і металу відбувається в приелектродних зонах і на подині. В середньому через 2,66 години продукти плавки випускають із печі. Хімічний склад вихідних шихтових матеріалів контролюють один раз за зміну. В плавильному журналі фіксується також

маса кожного витраченого за робочу зміну шихтового компонента. Хімічний склад феросплаву, шлаку і їх маса контролюються по-плавочно. При складанні матеріального балансу виплавки феросплаву на виробництві використовується методика узагальнення показників за добу і в цілому за виділений період часу.

Для періодичних вуглецевідновлювальних процесів при такому підході і за часом початок змінення складу шихти відповідає новому складу отриманого феросплаву в період плавки. Проте, потужні рудовідновлювальні печі, які працюють безперервним процесом, мають велику глибину ванни (до 5 м). Саме в таких печах і відбувається «транспортне запізнення» між початком завантаження зміненого складу шихти і початком отримання феросплаву нового хімічного складу, який відповідає цій шихті.

Мета і завдання дослідження. В роботі запропоновано скореговану методику встановлення кореляційних взаємозв'язків між вихідними параметрами і кінцевими показниками з урахуванням технологічної інерційності процесу – «транспортного запізнення». «Транспортне запізнення» - це той період часу, на який буде відбуватись запізнення приходу шихтових матеріалів в реакційну зону печі де утворюється кінцевий склад феросплаву.

Матеріали та методи дослідження. В роботі запропонована методика при проведенні експериментальних плавок в промислових умовах, яка дозволила визначити час «транспортного запізнення» при виплавці феросилікомарганцю з базовим вмістом марганцю (65-68%). Змінення вмісту заліза (з 3% до 11%) і марганцю (з 76% до 68%) в феро-

силікомарганці засвідчувало про відповідність отриманого кінцевого сплаву зміненому раніше складу шихти.

Промислові дослідження проводились в умовах феросплавного цеху АТ «Нікопольський завод феросплавів» на печі РПЗ-63, яка виплавляла феросилікомарганець складу: 73-74% Mn, 17-18% Si, 6-7% Fe, за прийнятою технологією. Авторами роботи було проведено промисловий експеримент з переходу на інший склад металу із зниженим вмістом марганцю. Робота печі під час досліджень включала період, в який відбувався перехід від виплавки товарного феросилікомарганцю (сплав марки MnC17) з раніше вказаним вмістом марганцю і заліза до базових відповідно до ДСТУ3548-97 величин вмісту цих елементів в феросилікомарганцю, %: Mn не менше 65, Si в межах 15-20.

Виплавку феросилікомарганцю такого складу вели з марганцевої сировини з добавкою в шихту залізородних матеріалів. Слід зазначити, що такий сплав характеризується підвищеною щільністю і меншою крихкістю, що сприяє під час фракціонування зменшенню виходу відсіву (фр. 0-10 мм) практично в 2 рази. В якості залізвмісного компонента шихти використовували сирі залізородні обкотиші (62-63% Fe), витрати яких складали 6-10 т. за робочу зміну. Це призводило до зниження

вмісту марганцю у готовому сплаві з 76% до рівня ДСТУ 3548-97, а саме – не менше 65%.

Сутність методики при обробці даних промислового експерименту полягала в точному фіксуванні часу завантаження на колошник феросплавної електропечі шихти з обкотишами і зміни вмісту марганцю в феросплаві, який було отримано.

Результати дослідження та їх обговорення.

При підвищенні маси заліза змінювалась доля марганцю в сплаві, що давало змогу визначити час «транспортного запізнення». Різниця часу між завантаженням експериментальної шихти та зміна вмісту марганцю у хімічному складі готового феросилікомарганцю і була визначена як «транспортне запізнення». В кінці експерименту визначали «транспортне запізнення» за робочими змінами (плавками) - закінчення завантаження обкотишів в піч і зміни маси марганцю у феросплаві, який було отримано. Для підвищення надійності висновків нами було проаналізовано роботу печі впродовж 81 робочих змін, що склало майже 27 діб безперервної роботи. Графічні результати досліджень наведені на рис. 1. Слід зазначити, що рис. 1б, є продовженням рис. 1а за віссю абсцис, на якій зафіксовано кількість змін протягом 27 діб безперервного експеримента. а та рис. 1б.

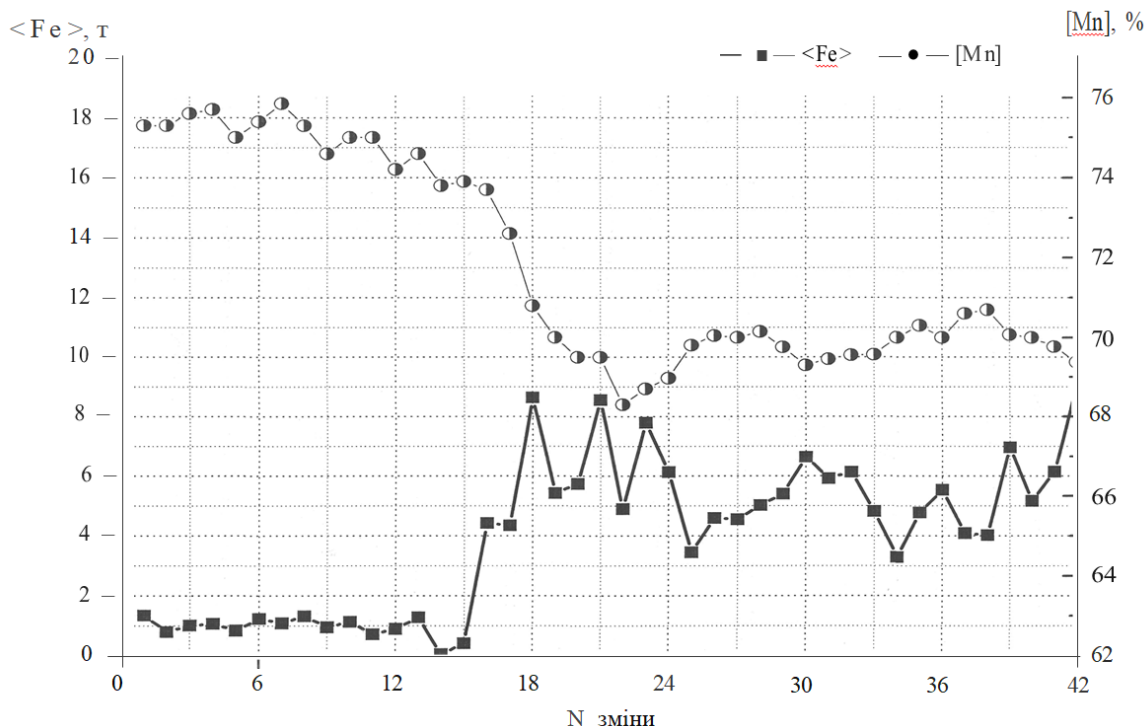


Рис. 1, а — Характер зміни маси заліза, заданого з шихтою і отриманої частки (%) марганцю в сплаві

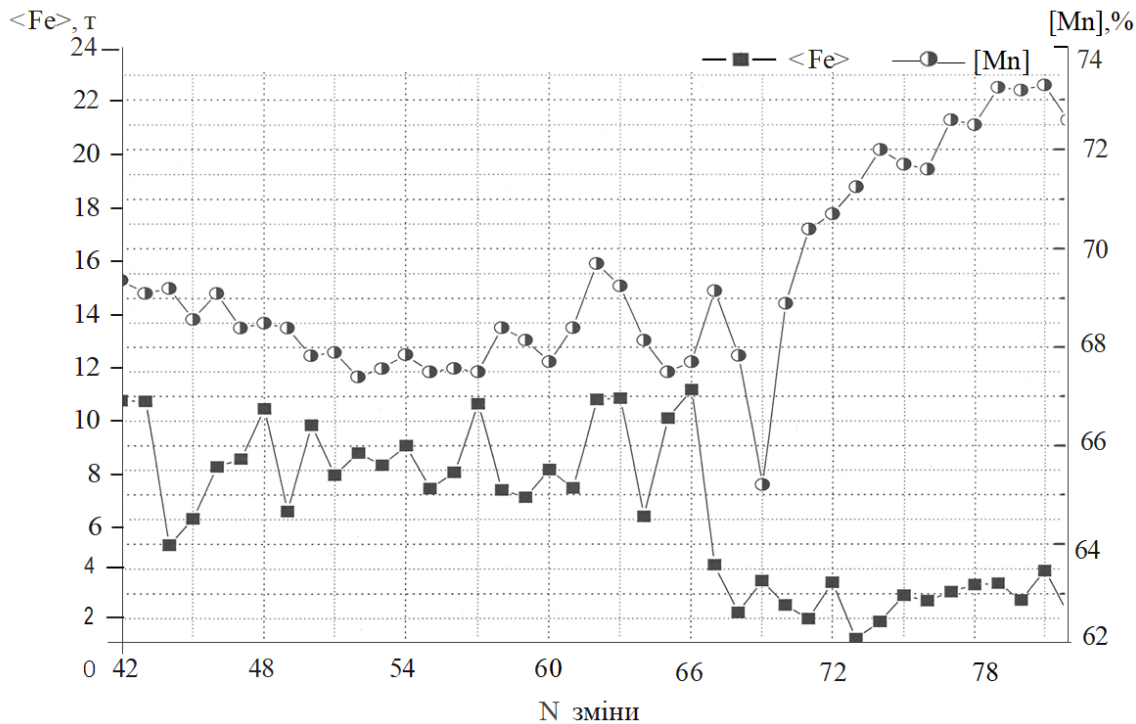


Рис.1, б - Характер зміни маси заліза, заданого з шихтою і отриманої частки (%) марганцю в сплаві

З урахуванням отриманих результатів авторами у подальшому було опрацьовано масив даних стабільної роботи печі впродовж 2х місяців – 180 робочих змін. Під час формування масиву даних «транспортне запізнення» спожитої шихти, що відповідає випущеному металу, враховувалося наступним чином: маса шихти витрачена на виробництво металу відповідає кількості шихти, яка завантажена в піч протягом цієї зміни, але склад відповідає складу шихти завантаженому 2 зміни тому. Перерахунок «транспортного запізнення», як кількість спожитої шихти, до кількості отриманого металу, проводиться за формулою:

$$m_{1k(n)} = (m_{1(n-2)} / m_{ш(n-2)}) m_{ш(n)}, \quad (1)$$

де: $m_{1k(n)}$ – вага компоненти 1, яка скоригована з урахуванням «транспортного запізнення», т.; $m_{1(n-2)}$ – вага компоненти 1 за даними журналу із запізненням 2 зміни, т.; $m_{ш(n-2)}$ - загальна вага шихти із запізненням на 2 зміни, т.;

$m_{ш(n)}$ – загальна вага шихти за поточну зміну, т.

Сумісне відновлення марганцю і кремнію під час виплавки феросилікомарганцю супроводжується протіканням складних фізико-хімічних процесів. При цьому шихтові матеріали проходять різні температурні зони, зазначаючи ряд змін: дегідратацію, дисоціацію оксидів і карбонатів, часткове або повне відновлення оксидів, шлакоутворення, поділ продуктів плавки на шлакову та металеву фази, остаточне формування розплаву.

Кількість металу знаходиться у тісному зв'язку з температурними умовами плавки, що визначаються електричним режимом. На електричний режим, у свою чергу, впливають хімічний та гранулометричний склад шихтових матеріалів, їх

співвідношення, кількість внесеної ними вологи, час перебування у різних зонах, умови шлакоутворення.

При такому багатофакторному впливі на результати процесу як критерії ефективності можуть бути обрані два-три кінцеві параметри процесу і як інтегральний показник - зміна економічної ефективності. Такими критеріями ефективності процесу виплавки феросилікомарганцю обрано наступні техніко-економічні показники (ТЕП): продуктивність печі - критерій, що дає оцінку основної мети процесу (при певних обмеженнях за встановленою потужністю пічного трансформатора та змістом основного провідного елемента у вихідній шихті, в даному випадку марганцю); ступінь вилучення марганцю як провідного елемента; питома витрата електроенергії [1,10].

Таким чином, встановлено, що час «транспортного запізнення» для феросплавних електропечей типу РПЗ-63 складає 16 годин. Тобто 2 зміни. При такому підході коректність результатів статистичної обробки впливу вихідних даних на кінцеві показники виплавки феросилікомарганцю значно підвищилась.

Найбільш ефективний метод встановлення кількісних оцінок та діючих закономірностей, заснований на дослідженні статистичних взаємозв'язків у фактичних даних, що характеризують процес за тривалий період часу. Це дає можливість за допомогою статистичного аналізу встановити характер зв'язків та взаємного впливу електричних характеристик та параметрів технологічного процесу, дати їх кількісну та якісну оцінку з метою можливості своєчасного реагування на відхилення у технологічному процесі.

Відповідна обробка результатів спостережень за складом шихтових матеріалів, ходом технологічного процесу, кількістю та якістю продукції дозволяє передбачати можливість порушення необхідних параметрів кінцевих продуктів виробництва, коли їх якість знаходиться в заданих межах і своєчасно вводити відповідні корегування, які забезпечують сталість технологічного режиму [12-14].

Під час виробництва феросплавів у рудовідновлювальних печах основними пояснювальними змінними, від яких залежить інтенсивність протікання технологічного процесу, є електричні характеристики та час, витрачений на виробництво

Таблиця 1

Перелік та характеристика вихідних даних (за зміну)

Найменування	Позначення	Одиниця виміру	Макс.	Сер.	Мін.
Вага марганцю, що спожито піччю	<Mn>	т	106,9	64,4	20,1
Час, витрачений на виробництво металу	t _{мет}	хв.	759	452	140
Маса отриманого марганцю	[Mn]	т	95,15	48,3	14,3
Вага металу, який отримано	[Me]	т	130,7	66,8	20,0
Продуктивність печі	Пп	т/год	14,8	8,9	1,6
Кількість витраченої електроенергії	Qп	МВт·год	563	286	66
Струм електрода	I _э	кА	93,3	78,6	55,0
Опір електрода	R _э	МОм	1,37	0,93	0,47

металу (від закриття льотки попереднього випуску металу до закриття льотки поточного).

На етапі параметризації було встановлено такі результуючі змінні: кількість спожитого піччю марганцю <Mn>, т; кількість марганцю, який було отримано [Mn], т; кількість металу, який було виплавлено [Me], т; кількість витраченої електроенергії Qп, кВт год; продуктивність печі Пп, т/год. Перелік та діапазон зміни значень електричних характеристик наведених до одного електрода, час, витрачений на виробництво металу, кількість, склад та маса провідних елементів шихти та металу, який було отримано представлені в табл.1

Результати регресійного аналізу використовувалися для отримання рівнянь впливу значень вхідних змінних на ТЕП роботи печі: продуктивність Пп, вилучення марганцю η_{Mn}=[Mn]/<Mn>; питома витрата електроенергії на тону готового сплаву, Q_{уд}=Qп/[Me].

$$P_{\text{п}} = 0,0039 \cdot I_{\text{э}}^{1,852} \cdot R_{\text{э}}^{0,959} \cdot t_{\text{мет}}^{-0,049}, \quad (2)$$

$$\eta_{\text{Mn}} = \frac{[\text{Mn}]}{\langle \text{Mn} \rangle} = 0,007 \cdot I_{\text{э}}^{0,436} \cdot R_{\text{э}}^{-0,005} \cdot t_{\text{мет}}^{0,453}, \quad (3)$$

$$Q_{\text{уд}} = \frac{Q_{\text{п}}}{[\text{Me}]} = 2,217 \cdot I_{\text{э}}^{0,019} \cdot R_{\text{э}}^{-0,132} \cdot t_{\text{мет}}^{0,093} \quad (4)$$

Висновки.

Враховуючи велику інерційність закритої феросплавної печі і значні коливання між вихідними і кінцевими даними було прийнято проводити усереднення результатів не за плавками, а за робочими змінами. При такому підході підвищується коефіцієнт кореляції при визначенні функціональних зв'язків поміж вихідними параметрами і кінцевими показниками.

Експериментально встановлено, що за умов безперервної роботи рудовідновлювальної електропечі РПЗ-63 при стабільній потужності у денні та нічні зміни час «транспортного запізнення» складає 16 годин - тобто 2 зміни.

На основі обробки масиву даних промислових плавок феросилікомарганцю в роботі встановлено залежності впливу опору електрода (R_э) на продуктивність печі (Пп), питомі витрати електричної енергії (Qп) та коефіцієнт вилучення марганцю у сплав (η_{Mn}).

Бібліографічний опис.

1. Гасик М.І. Марганець. - М.: Металургія. - 1992. 608с.
2. Металургія марганцю України /Б.Ф.Величко, В.О.Гаврилов, М.І.Гасик та ін.; Під загальною та наук.ред. акад. НАН України М.І. Гасика. – К.: Техніка, 1996. – 472с.
3. Ferroalloys. Theory and Practice. Gasik, M., Dashevskii, V., Bizhanov, A. Topics in Mining, Metallurgy and Materials Engineering, Springer Nature, Switzerland, 2020, 531 p. 10.1007/978-3-030-57502-1_1.

4. Technical development of ferrosilicon manganese production in ore-smelting electric furnaces with using of manganese magnesia agglomerate. Kutsin, V.S., Olshanskiy, V.I., Dedov, U.B., Ovcharuk, A.N., Polyakov, O.I. Proceedings of INFACON XIII - 13th International Ferroalloys Congress: Efficient Technologies in Ferroalloy Industry, 2020, pp. 17–24
5. Теоретичні основи і технологія електросталі і феросплавів: підручник для студентів закладів вищої освіти / М. І. Гасик, Ю. С. Пройдак, В. А. Гладких, А. П. Горобець, А. М. Головачов, І. В. Дерев'яно, О. В. Жадонос, А. В. Рубан, А. Ю. Пройдак ; за заг. ред. Ю. С. Пройдака ; Укр. держ. ун-т науки і технологій. - Дніпро : ПБП "Економіка", 2023. - 280 с. : іл., табл., діагр. - Бібліогр.: с. 275-277.
6. Гасик М.І., Лякішев М.П. Фізикохімія та технологія електроферосплавів: Підручник для вузів. - Дніпропетровськ: ДНВП "Системні технології", 2008. - 453с. - ISBN 966-8421-40-2.
7. Куцін В.С., Гладких В.А., Кузьменко С.М. та ін. Визначення оптимальних параметрів електричного режиму при виплавці феросилікомарганцю // Сталь, 2009. - №1. - С. 55-57.
8. Projdak, Yu.S., Gladkykh V.A. and Ruban A.V. (2022). Studying the Phase Equilibria in MnO-SiO₂ System by the Differential Scanning Calorimetry (DSC) Method. Sci. innou. 18(2), 100-107. doi.10.15407/scine18.02.100
9. Ольшанський В.І., Гладких В.А., Кузьменко С.М., Овчарук О.М., Лисенко В.Ф., Рубан А.В. Дослідження основних функціональних зв'язків між технологічними параметрами, електричними характеристиками та техніко-економічними показниками виплавки феросилікомарганцю // Металургійна та гірничорудна промисловість, 2012. - №3. - С. 25-29.
10. Цимбал В.П. Математичне моделювання металургійних процесів - М.: Металургія, 1986, -256 с.
11. Хорьков С.А. Результати статистичного моделювання електроспоживання дугової сталеплавильної печі / С.А.Хорьков, С.А. Книжов. // Сталь. - 2005. - №5. - С. 37-38.
12. Сивець С.А. Економетричне моделювання / С.А. Сивець, І.А. Левикіна - Запоріжжя : Поліграф, 2003. - 220 с.
13. Вільям Орвіс. Excel для вчених, інженерів і студентів / Вільям Орвіс перекл. з англ. - К.: Юніор, 1999.-528 с.
14. Статистичний аналіз технології виплавки високовуглецевого феромарганцю з використанням марганцевої сировини ПАР. Гладких В.А., Дедов Ю.Б., Михалев О.І., Лисенко В.Ф., Лисий Д.А. // Сталь, 2001, №7, С. 400-406.

References

1. Gasik M.I. Marhanets. - M.: Metalurhiia. - 1992. 608s.
2. Metalurhiia marhantsiu Ukrainy /B.F.Velychko, V.O.Havrylov, M.I. Gasik ta in.; Pid zahalnoiu ta nauk.red. akad. NAN Ukrainy M.I. Gasik. – K.: Tekhnika, 1996. – 472s.
3. Ferroalloys. Theory and Practice. Gasik, M., Dashevskii, V., Bizhanov, A. Topics in Mining, Metallurgy and Materials Engineering, Springer Nature, Switzerland, 2020, 531 p. 10.1007/978-3-030-57502-1_1.
4. Technical development of ferrosilicon manganese production in ore-smelting electric furnaces with using of manganese magnesia agglomerate. Kutsin, V.S., Olshanskiy, V.I., Dedov, U.B., Ovcharuk, A.N., Polyakov, O.I. Proceedings of INFACON XIII - 13th International Ferroalloys Congress: Efficient Technologies in Ferroalloy Industry, 2020, pp. 17–24
5. Teoretychni osnovy i tekhnolohiia elektrostali i ferosplaviv: pidruchnyk dlia studentiv zakladiv vyshchoi osvity / M. I. Gasik, Yu. S. Proydak, V. A. Gladkikh, A. P. Horobets, A. M. Holovachov, I. V.Derevianko, O. V.Zhadonos, A. V.Ruban, A.Iu.Proydak ; za zah. red. Yu. S. Proydaka ; Ukr. derzh. un-t nauky i tekhnolohii. - Dnipro : PBP "Ekonomika", 2023. - 280 s. : il., tabl., diahr. - Bibliogr.: s. 275-277.
6. Gasik M.I., Liakishev M.P. Fyzykokhimiia ta tekhnolohiia elektroferosplaviv: Pidruchnyk dlia vuziv. - Dnipropetrovsk: DNVP "Systemni tekhnolohii", 2008. - 453s. - ISBN 966-8421-40-2.
7. Kutsin V.S., Gladkykh V.A., Kuzmenko S.M. ta in. Vyznachennia optymalnykh parametriv elektrychnoho rezhymu pry vyplavtsi ferosylikomarhantsiu // Stal, 2009. - №1. - Z. 55-57.
8. Projdak, Yu.S., Gladkykh V.A. and Ruban A.V. (2022). Studying the Phase Equilibria in MnO-SiO₂ System by the Differential Scanning Calorimetry (DSC) Method. Sci. innou. 18(2), 100-107. doi.10.15407/scine18.02.100
9. Olshanskiy V.I., Gladkikh V.A., Kuzmenko S.M., Ovcharuk O.M., Lysenko V.F., Ruban A.V. Doslidzhennia osnovnykh funktsionalnykh zviyazkiv mizh tekhnolohichnymy parametramy, elektrychnymy kharakterystykamy ta tekhniko-ekonomichnymy pokaznykamy vyplavky ferosylikomarhantsiu // Metalurhiia ta hirnychorudna promyslovist, 2012. - №3. - S. 25-29.
10. Tsymbal V.P. Matematychnе modeliuвання металурhiinykh protsesiv - M.: Metalurhiia, 1986, -256 s.
11. Khorkov S.A. Rezultaty statystychnoho modeliuвання електроspozhyvannya duhovoi staleplavylnoi pechi / S.A.Khorkov, S.A. Knyzhov. // Stal. - 2005. - №5. - S. 37-38.
12. Sivets S.A. Ekonometrychnе modeliuвання / S.A. Sivets, I.A. Levykina - Zaporizhzhia : Polihraf, 2003. - 220 s.
13. Viliam Orvis. Excel dlia vchenykh, inzheneriv i studentiv / Viliam Orvis perekl. z anhl. - K.: Yunior, 1999.-528 s.
14. Statystychnyi analiz tekhnolohii vyplavky vysokovuhletsevoho feromarhantsiu z vykorystanniam marhantsevoi syrovyny PAR. Gladkikh V.A., Dedov Yu.B., Mykhaliev O.I., Lysenko V.F., Lysyi D.A. // Stal, 2001, №7, S. 400-406.

ЗМІСТ

КАМКІНА ¹ L.V., VELYCHKO ² K.A., VELYCHKO ³ A.G., JIANG ZHOUHUA ⁴	5
PHYSICO-CHEMICAL JUSTIFICATION AND EXPERIMENTAL VERIFICATION OF A WASTE-FREE METHOD OF OXIDATIVE DEPHOSPHORIZATION OF A HIGH-PHOSPHORUS MANGANESE ALLOY	5
ЗАСЕЛЬСЬКИЙ В. Й., ПОПОЛОВ Д. В.	13
Визначення важливих чинників енергоємності у процесі доменного виробництва.....	13
ZASELSKYI V., POPOLOV D.	13
IDENTIFICATION OF CRITICAL FACTORS AFFECTING ENERGY CONSUMPTION IN THE BLAST FURNACE PRODUCTION PROCESS.....	13
РУБАН В.О., СТОЯНОВ О.М., МУСІЙКО В.І., ШАШКИН Т.А., МАРКО А.Ф.	21
Дослідження гідродинамічних процесів ковшової ванни при продувці через донні дуттьові пристрої.....	21
ТЕРЕХОВ Д.А., СТОЯНОВ О.М., ГАЛУШКІН М.В., СУСЛО Н.В., ГУК Є.С.	28
Конструкції та аналіз роботи обладнання для подачі сталі у проміжний ківш 6-ти струмкового мблз	28
TEREKHOV D.A., STOYANOV O.M., GALUSHKIN M.V., SUSLO N.V., HUK E.S.	28
DESIGN AND ANALYSIS OF THE EQUIPMENT FOR STEEL FEEDING INTO THE INTERMEDIATE LADLE OF A 6-STRAND CONTINUOUS CASTING MACHINE	28
БОЙКО М.М., ЄФИМЕНКО В.В., МАХОРКІНА Т.А., ПОЛЯКОВА Н.В., ЖУРАВЛЬОВА С.В., КОЛЕСНІКОВА Т.М.	34
Аналіз ефективності заміщення природного газу біомасою в процесі обпалу залізорудних окатишів	34
BOYKO M.M., YEFIMENKO V.V., MAKHORKINA T.A., POLYAKOVA N.V., ZHURAVLOVA S.V. KOLESNIKOVA T.M.	34
ANALYSIS OF THE EFFICIENCY OF REPLACING NATURAL GAS WITH BIOMASS IN THE IRON ORE PELLET FIRING PROCESS.....	34
МАЛІЧ М.Г., КАТАН В.О., ЛАЙКОВ Д.В., АВРАМЕНКО С.О.	41
Порівняльний аналіз продуктивності та потужності процесу дроблення стисканням та зсувним навантаженням у щоківних дробарках з простим та з паралельно-коловим рухом щоків.	41
MALICH M.G., KATAN V.O., LAIKOV D.V., AVRAMENKO S.O.	41
COMPARATIVE ANALYSIS OF THE PRODUCTIVITY AND POWER OF THE CRUSHING PROCESS BY COMPRESSION AND SHEAR LOADING IN JAW CRUSHERS WITH SIMPLE AND PARALLEL-CIRCULAR JAW MOVEMENT.	41
ГЛАДКИХ В.А., РУБАН А.В., КУЗЬМЕНКО С.М., РЯБЦЕВ О.О., АНОСОВ О.В., КРАВЧЕНКО В.П.	48
Визначення часу транспортного запізнення шихти при виплавці марганцевих сплавів у надпотужних феросплавних електропечах	48
GLADKIKH V.A., RUBAN A.V., KUZMENKO S.M., RIABTSEV O.O., ANOSOV O.V., KRAVCHENKO V.P.	48
DETERMINATION OF THE CHARGE TRANSPORT DELAY TIME DURING THE SMELTING OF MANGANESE ALLOYS IN HIGH-POWER FERROALLOY ELECTRIC FURNACES	48
ЗМІСТ.....	53
CONTENT	54

CONTENT

ЗМІСТ	53
CONTENT	54