

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

ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ

№4
(141)
2023

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
2023

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

Загальнодержавний
науково-технічний журнал

ISSN 1028-2335

Випуск 4 (141) 2023р

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 2023

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

THEORY AND PRACTICE OF METALLURGY

#4
(141)
2023

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
2023

**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 4 (141) 2023 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 2023

Velychko¹ A.G., Sukhyi² K.M., Jiang Zhouhua³

Vibration characteristics and dynamic control of vacuum treatment

Abstract

Vibration characteristics of vacuum treatment at industrial steel vacuumisation units are studied. The amplitude-frequency spectrum and the main sources of vibration of vacuum treatment units are analysed. It is shown that the vibration spectrum is dominated by low and high frequency ranges. In the low-frequency range the vibration of vacuum treatment units is connected with bath oscillations and wave formation on the surface, as well as with decarburisation of metal during oxygen blowing and vacuum-carbon deoxidation and degassing processes. In the high-frequency region the sources of vibration are pulsations of vented gases. Correlation relations between vibration and technological parameters of vacuum treatment are established. Possibilities of vibration method for dynamic control of vacuum treatment are shown. The character of vibration signal level change at the frequency of 8 Hz reflects the dynamics of decarburisation during oxygen blowing of metal at reduced pressure. In the established frequency ranges the vibration characteristics allow to control the processes of vacuum-carbon deoxidation and degassing.

Keywords: vacuum treatment, vibration characteristics, dynamic control, vacuum carbon deoxidation, vacuum degassing. Introduction

Acoustic and vibration control methods have been widely used in the oxygen-converter process to assess decarburization in the converter bath, to determine the level of slag during the blowdown and to predict slag-metal emulsion emissions [1–3].

At the same time, the wide possibilities and potential of vibration and acoustic controlling systems open prospects for their use, for example, in the vacuum treatment of steel [4–5].

This paper presents the results of research on vibration characteristics of steel vacuum degassing in circulating vacuum degasser (RH) and DETEM units.

At 100 and 160 t circulating vacuum degassing units (Fig. 1) vibration sensors were installed at different levels of the vacuum chamber body and on the lid. As experiments have shown, the vibration signal taken from the vacuum chamber body turned out to be the most representative. At the same time, the level of vibration signal and its changes during the processing practically did not depend on the place of installation of the vibration sensor on the body. Therefore, in further experiments the measurement

of vibration characteristics was carried out with the help of one sensor installed on the body at the level of the graphite heating element.

Experimental

Both deoxidized, and crude metal were subjected to vacuum treatment in the RH circulation unit. The vacuum level in the vacuum chamber was monitored in the process. During the treatment of crude metal, a gas analyser allowed to monitor the composition of the exhaust gases (CO, CO₂).

The DETEM method, developed by Dorrenberg Edelstahl and Technometal (Germany), is designed for vacuum treatment of small weight melts (from 5 to 40t) without additional heating. The unit is a steel ladle, which is vacuum-tightly covered with a lid from above (Fig.2).

The vibration sensor was installed on the flange of the ladle lid (Fig. 2), which is vacuum-tightly mounted on the ladle and forms a single vacuum chamber with it. Thus, the vibration signal was taken directly from the element of the unit structure that perceives and transmits the vibrational processes in the ladle during blowing and processing.

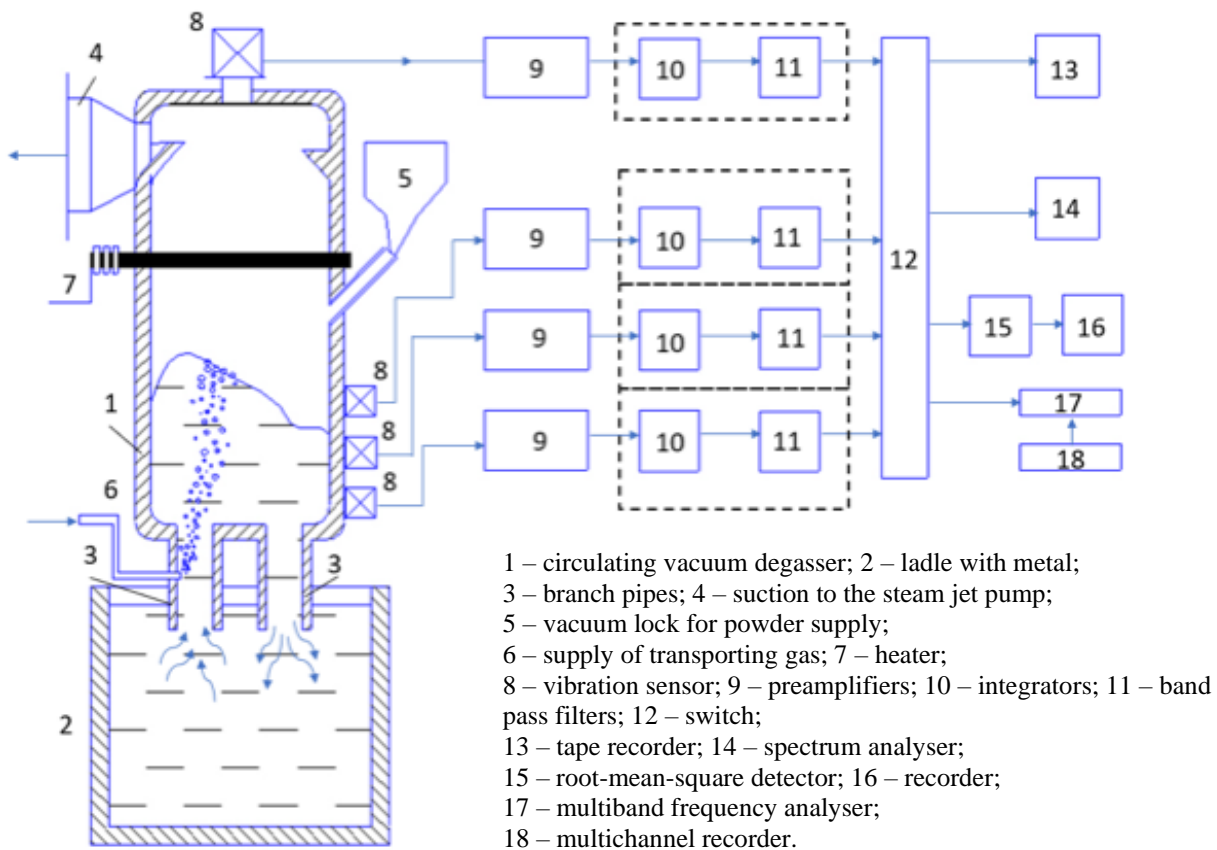


Fig. 1 The scheme of vibration measurements on a circulating vacuum degassing unit.

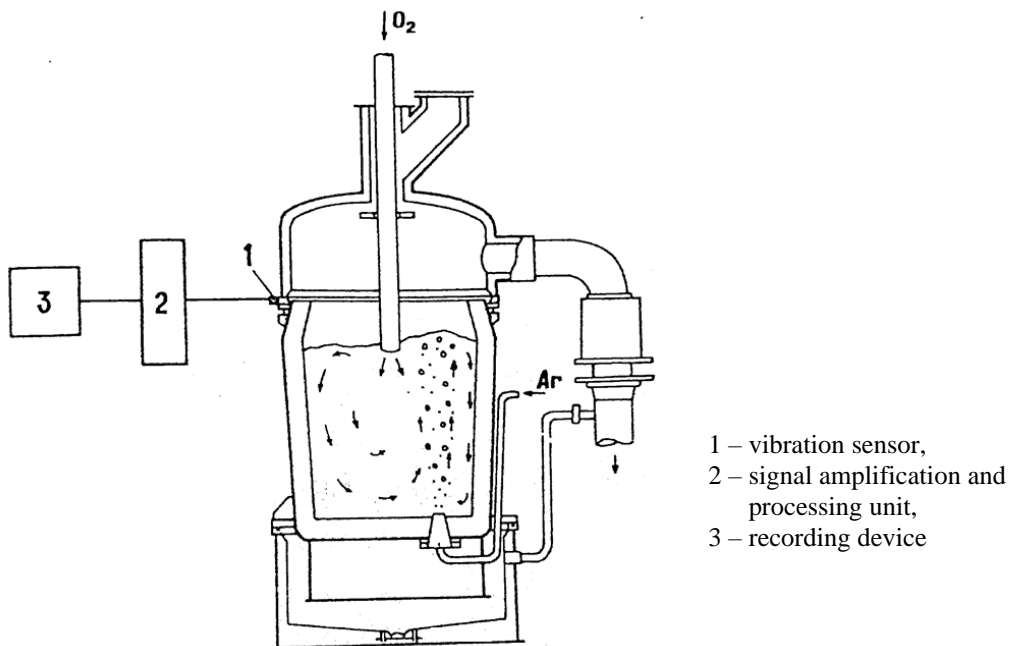


Fig. 2 The scheme of vibration measurements at the DETEM unit.

Results and Discussion

The research was carried out in two stages. At the first stage, amplitude-frequency spectrums of vibration characteristics were studied, and vibration sources were analysed. At the second stage, correlations between vibration and technological parameters of treatment were considered.

Fig.3 shows the amplitude-frequency spectrum of the vibration velocity of the circulating vacuum

degassing unit during the treatment of rimmed and deoxidized metal.

The amplitude-frequency spectrum of the vibration velocity of the DETEM unit was considered during the period of oxygen blowing and afterward during the period of vacuum-carbon deoxidation and degassing of steel (Fig.4).

Considering the comparability of vibration velocity values measured at particular frequencies, the amplitude-frequency spectrums in Figs. 3 and 4

show the vibration velocity values in absolute units (mm/s).

As can be seen from Fig. 3, the vibration spectrum of the steel vacuum treatment in the circulating vacuum degasser is represented in a wide frequency range of 1-8000 Hz. Both for vacuum treatment of rimmed and deoxidized steels, low-frequency (4–16 Hz) and high-frequency (2 000–8 000 Hz) ranges are distinguished. At the same time, the vibration level during vacuum treatment of rimmed steel in the whole frequency range due to the intensive processes of vacuum-carbon deoxidation is much higher than that measured during treatment of deoxidized metal.

The presented in Fig. 4 amplitude-frequency spectrum of vibration velocity of vacuum metal treatment at the DETEM unit complements the amplitude-frequency characteristics obtained at the circulating vacuum degasser due to the oxidative decarburization at oxygen blowing in the DETEM process. In this case, the amplitude-frequency spectrum is characterized mainly by a low-frequency range with a maximum level of vibration velocity at 4-6 Hz. The relatively high level of vibration at frequencies 31.5 and 63 Hz is obviously related to the influence of the electric field of close frequency on the measured signal.

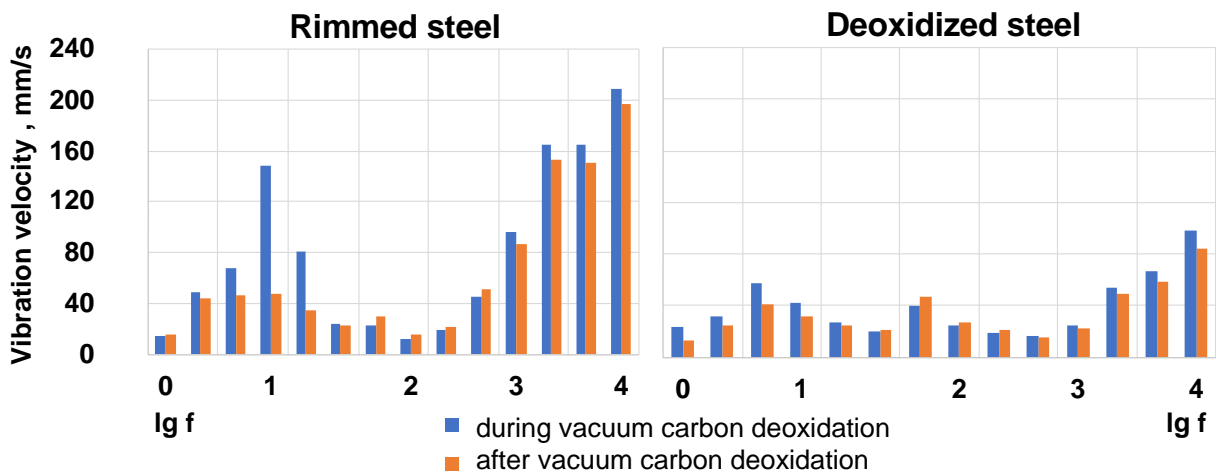


Fig. 3 Amplitude-frequency spectrum of vibration velocity of circulating vacuum degasser during treatment of rimmed and deoxidized steel.

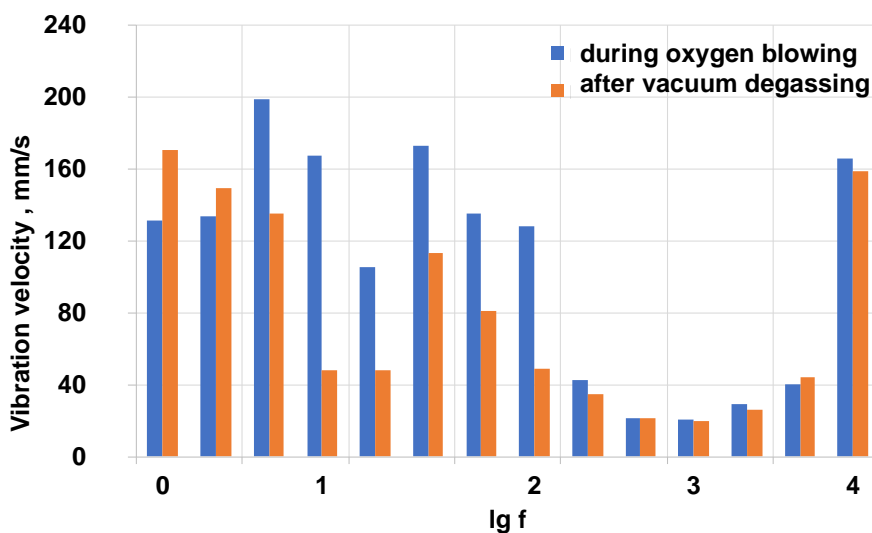


Fig. 4 Amplitude-frequency spectrum of vibration rate at the DETEM unit.

During vacuum treatment of steel without oxygen blowing, the amplitude-frequency spectrum of the DETEM unit is also mainly characterized by the low-frequency region. At the same time, the vibration level at frequencies 4-16 Hz is significantly lower than during oxygen blowing periods. It is noted that the difference in vibration levels during oxygen

blowing and without oxygen blowing is most significant at 8 Hz.

A relatively high level of vibration was noted at the frequency of 8000 Hz. In general, the wide frequency range of vibration during vacuum treatment of steel confirms its connection with rather complex physical and chemical processes occurring

during the treatment. Changes in their dynamics explain the differences in vibration levels in separate periods of vacuum treatment.

Fig. 5 shows the comparison of amplitude-frequency spectrums of vibration displacement and vibration velocity of 160 t oxygen converter, and DETEM unit during oxygen blowing and RH unit during vacuum-carbon deoxidation and degassing.

Vibration of the vacuuming units and oxygen converter is characterized by the low-frequency region of 1–16 Hz. At the same time, vibration displacement and vibration velocity levels for the oxygen converter are much higher than those recorded at DETEM and RH units.

Vibration velocity at frequencies of 2–16 Hz for oxygen converter is 300–370 mm/s, on DETEM units during oxygen blowing - 180 mm/s and on RH units during vacuum-carbon deoxidation and degassing - 50–150 mm/s.

The latter is due to different intensity of metal decarburization. During blowing in an oxygen converter with intensive blow supply, the vibration level is high. The DETEM unit is much less vibrating because the blowing intensity is lower, and the decarburization rate is not as rapid. In the RH unit, which realizes volumetric decarburization by vacuum-carbon deoxidation, the vibration

displacement intensity and vibration velocity are much lower.

Based on the analysis of physical and chemical processes during the vacuum treatment of steel, the oscillatory effects causing the vibration of the vacuum treatment units have been identified. Considering possible oxygen blowing, the sources of vibration during vacuum treatment are:

- pulsations of oxygen jet when flowing through lance nozzles;
- vibrational processes during interaction of oxygen jet with melt;
- vibrational phenomena at interaction of argon jets with a metal bath and release of argon bubbles;
- pulsations during the formation and release of argon bubbles during blowing through a porous insert;
- wave processes on the surface of circulating metal;
- self mechanical vibrations of the vacuum chamber;
- acoustic resonances of oscillations in the free volume of the vacuum chamber;
- vibrational phenomena in case of the volumetric type of vacuum-carbon deoxidation process;
- vibrational processes during decarburization in the secondary reaction zone;
- pulsations of exhaust gases.

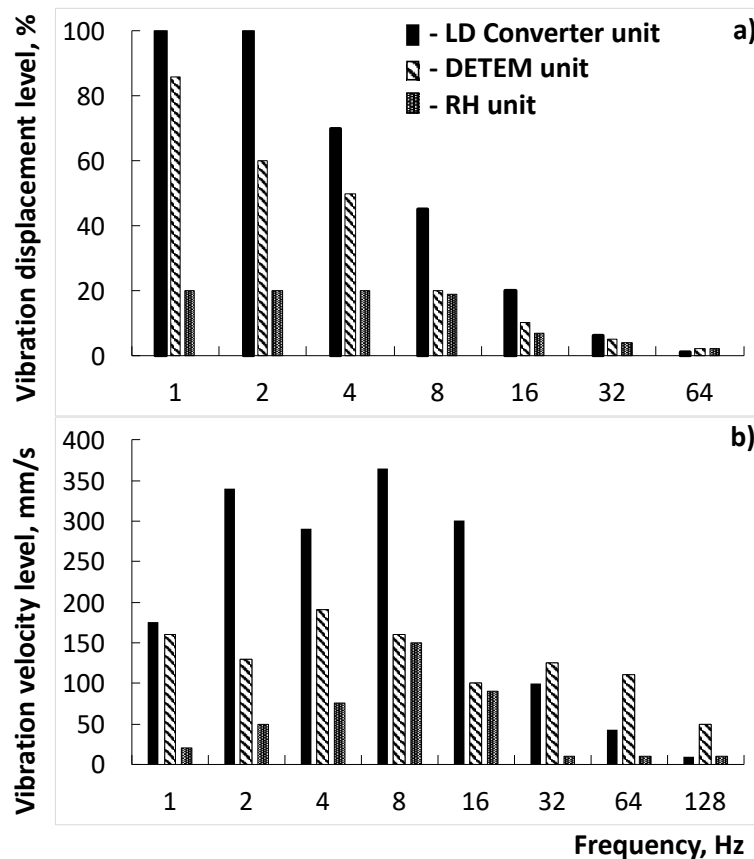


Fig. 5 6

The performed experiments of vibration characteristics measurement during treatment of deoxidized steels have shown that the processes of vacuum-carbon deoxidation and degassing taking place in the vacuum chamber of RH are manifested

in the vibration of the unit body. These frequencies are 4–8 kHz.

In the specified frequency range, the vibration signal was recorded to the secondary registration device directly from the body of the vacuum chamber. As

an example, Fig. 6 shows changes in the vibration signal level at the frequency of 8 kHz during treatment. Considering that the vacuum in the chamber (less than 1 mbar) was reached practically by the 4th minute of treatment, the duration of vibration level decreasing for 7 minutes is considered as one that characterizes the dynamics of vacuum-carbon deoxidation and degassing processes. The type of the given curve, as well as at other melts, is close to the known dependencies of oxygen and hydrogen content change in the process of treatment [6].

At the beginning of the treatment, at relatively high concentrations of oxygen and hydrogen in the metal, the vibration signal level is maximum. In the process of vacuum-carbon deoxidation and degassing, as the concentration of oxygen and hydrogen in the melt decreases, and the corresponding slowing down of the rate of oxygen binding and hydrogen removal, the level of vibration signal decreases. At the 8th minute of processing, the vibration level reaches the minimum values and does not change further, which indicates the completion of the vacuum-carbon deoxidation and degassing processes.

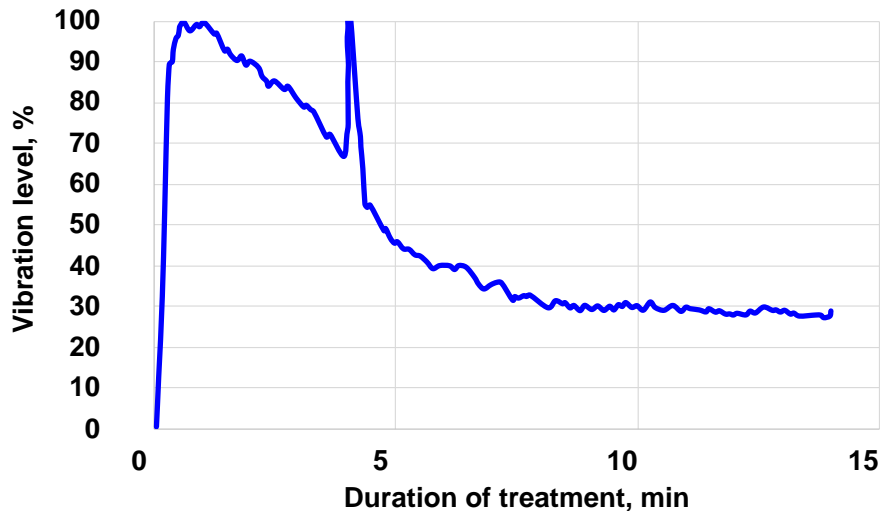


Fig. 6 The changing of the RH unit vibration level at frequency 8 kHz.

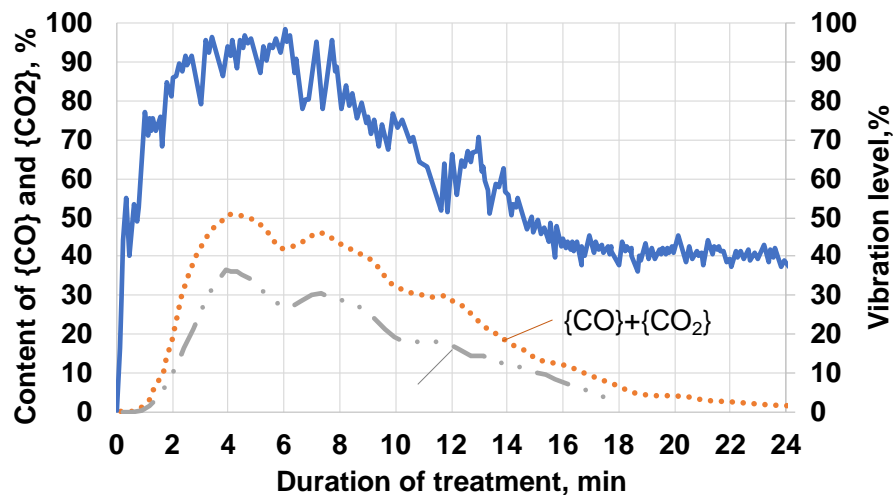


Fig. 7 The changing of the vibration level and the content of carbon oxides in exhaust gases during the treatment of rimmed steel in the RH unit.

During treatment of crude metal, along with the level of vibration signal, the content of CO and CO₂ in the exhaust gases was monitored. Fig.7 shows changes in the vibration signal level and the content of carbon monoxide and the value of {CO} + {CO₂} during the treatment. Close character of change of the monitored values in the main period of treatment is established. After the third minute of processing, the air from the chamber is practically withdrawn, and the amount of gases is determined by CO and CO₂ emitted because of vacuum-carbon deoxidation.

Changes in the level of the monitored vibration signal correspond to changes in the amount of withdrawn gases, consisting mainly of CO and CO₂. After 19 minutes of treatment, practically zero and not changing values of {CO} + {CO₂} in the exhaust gases correspond to a constant (background) level of the vibration signal, which, in this case, was determined by the flow rate of the injected and exhausted argon.

Thus, the variation of the vibration signal in the high-frequency range is related through the amount of the

exhausted gases to the vacuum-carbon deoxidation processes.

According to changes of vibration signal level, it is possible to control the dynamic of vacuum-carbon deoxidation processes during the treatment and to determine the completion of these processes by reaching the minimum and constant values of vibration level. In the case of deoxidized metal treatment, when the composition of waste gases is not controlled, vibration control is the only indirect dynamic characteristic of the vacuum-carbon deoxidation process flow.

The character of vibration signal level changes in the low-frequency range during the treatment was studied at the frequency of 8 Hz. At this frequency, changes of vibration signal are most likely related to the processes of boiling and barbotage of the bath because of argon blowing, gas release during vacuum-carbon deoxidation and metal degassing.

Fig. 8 shows the character of changes in the vibration signal level at a frequency of 8 Hz during deoxidized steel treatment. During the first 2 minutes and 40 seconds of treatment, the vibration signal

level is relatively low (about 30% on the scale of the secondary registration device) and is determined by the intensity of argon blowing of the metal. At the end of the 3rd minute of treatment, there is a sharp increase in the level of vibration signal from 30% to 66%. The increase in vibration level is associated with metal boiling, because of the development of vacuum-carbon deoxidation and metal degassing processes. At this point, low pressures in the vacuum chamber are reached at relatively high oxygen content in the metal. Further, as the metal is deoxidized at constant vacuum chamber pressure, the boiling intensity decreases, which is accompanied by a continuous decrease in the vibration signal value. At the 7th minute of treatment, the level of vibration signal decreases to 32% and stabilizes. The latter indicates the completion of the vacuum-carbon deoxidation and degassing processes at the selected treatment mode. At the end of treatment, as well as in the first two minutes of the process, the vibration level is determined by the bath barbotage because of argon blowdown.

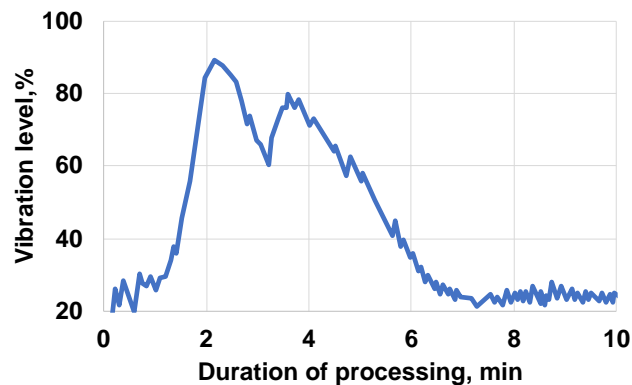


Fig. 8 The changing of the vibration signal level at frequency 8 Hz.

At sharper reduction of pressure in the vacuum chamber (during the first two minutes, the pressure in the chamber was reached less than 3 mbar), earlier boiling of metal was recorded because of intensive processes of vacuum-carbon deoxidation and degassing. Fig. 9 shows that the maximum vibration levels, indicating the intensive processes of

vacuum-carbon deoxidation and degassing, were reached already by the end of the 2nd minute of treatment. Subsequently, a decrease in the vibration signal level was observed, which by the 7th minute of processing decreased to minimum values (about 30% on the scale of the secondary registration device).

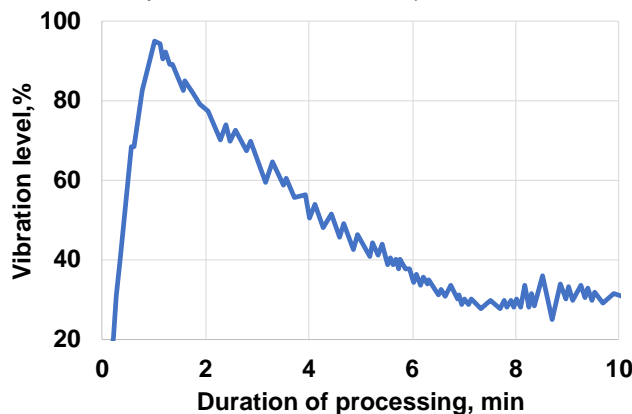


Fig. 9 The changing of the vibration signal level at high-frequency range.

In general, as industrial studies have shown, the information about changes of vibration signal level in

the low-frequency range allows controlling directly the intensity of vacuum-carbon deoxidation and

degassing processes. It also allows determining the moments of their beginning and ending.

The above dependencies were used as a basis for the developed vibration control of vacuum-carbon deoxidation and degassing processes during steel treatment at the RH circulation-type unit. To improve the accuracy, reliability, and validity of control, it was proposed to measure the vibration level simultaneously in the low- and high-frequency ranges.

On DETEM units, vibration control was carried out at a frequency of 8 Hz. Fig. 10, as an example, shows the change in the vibration level at a frequency of 8 Hz at one of the melts. It was found that the character of changes in the vibration signal level reflect the dynamic of carbon oxidation during the blowdown. [7]. Up to the 2nd minute of treatment, the level of vibration signal increased from 20% of the background value up to 70% (on the scale of the secondary registering device). During the first 4 minutes of oxygen blowing, due to the intensive decarburization process, the vibration signal level is high and fluctuated in the range of 50-78%. After the 6th minute of blowing, the vibration decrease was indicating the slowing down of carbon oxidation. At

the same time, the vibration signal level was decreasing from 64% to 22%. The decrease (almost three times) of carbon oxidation rate relates to a decrease in its concentration in metal, a decrease in oxygen assimilation degree due to the lance heightening and decreasing of the depth of its immersion into the bath. At the 9th minute of blowing, the zone of oxygen jet injection on the surface of the bath was visually observed. At that moment, the lance was immersed to the working depth of 200 mm. Consequently, the decarburization rate increased and, accordingly, the vibration level increased from 23% to 44%. However, due to the lower carbon content in the bath, the carbon oxidation rate and signal level recorded at 2–6 minutes of blowing were not achieved. After the 12th minute, the typical decrease in decarburization rate and vibration signal level occurs again, indicating the reasonability of stopping oxygen blowing. When the level of vibration signal decreased almost to background values, the lance was lifted, and blowing was stopped. In the process of further treatment of metal under vacuum (without oxygen blowing) from 13 to 21 minutes, the level of vibration signal remained constant (about 20%).

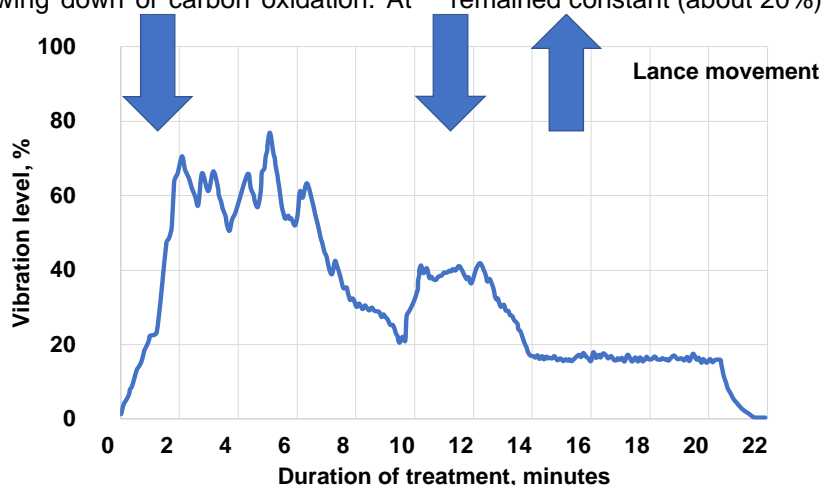


Fig. 10 The changing of the vibration signal level in the low-frequency range (8 Hz).

The obtained results formed the basis of the developed system of vibration monitoring and controlling of the oxygen blowing process. In accordance with the chosen algorithm, to intensify the treatment process, the vibration level at a frequency of 8 Hz and the decarburization rate are kept as high as possible within the operating conditions of this DETEM unit.

Considering the results of the application of vibration control at the circular vacuuming unit, at the DETEM unit of the metallurgical plant "Dorrenberg Edelstahl" vibration control was applied to evaluate the processes of vacuum-carbon oxidation and degassing. In general, the character of the obtained dependencies was close to those obtained by vibration measurements in the circular vacuum degasser.

The similarity of the results in both cases is due to identical sources of oscillations generating vibration

of vacuuming units and testifies to the universality of the established patterns.

Conclusions

1. Vacuum processing vibration has been studied and the amplitude-frequency characteristics of circulating vacuum (RH) and DETEM units have been analysed.
2. The main sources of vibration during vacuum treatment of steel are highlighted. It is shown that in the low-frequency region, the vibration of vacuum treatment plants connected with decarburization of metal during oxygen blowing and processes of vacuum-carbon deoxidation and degassing. In the high-frequency region, the sources of vibration are pulsations of exhaust gases.
3. Correlations between vibration and technological parameters of vacuum treatment have been established.

4. The conclusion is made about the universality of the patterns obtained at RH and DETEM installations and the possibility of application of the developed approaches for control of vacuum treatment processes at different types of units.

5. The principal possibility of application of the vibration method for control of decarburization and degassing during the vacuum treatment of steel is shown. The reasonability of vibration control of vacuum treatment in low- and high-frequency ranges is established.

References

- [1] A.G. Velychko. Vibration in the converter process. System Technologies, Dnepropetrovsk, 2000. – 117p.
- [2] M. Bramming, B. Bjorkman. Avoiding sloppy BOS process behaviour. 2010. Iron & Steel Technology. 7(11):66–75
- [3] M. Bramming, S. Millman, A. Overbosch, A. Kapilashrami, D. Malmberg, B. Bjorkman. BOS Vessel Vibration Measurement for Foam Level Detection. ISIJ International, 2011, 51(1): 71–79.
- [4] M. Pylvanainen, V.-V. Visuri, J. Nissila, J. Laurila, K. Karioja, Seppo Ollila, T. Fabritius, T. Liedes. Vibration-Based Monitoring of Gas-Stirring Intensity in Vacuum Tank Degassing. Steel research international, 2020, 91(6):1900587.
- [5] K. Rigas, B. Willers, S. Eckert, B. Glaser. Investigations on Vibrational Interpretations of Bubbles in Metal-Making Processes. Metallurgical and Materials Transactions B, 2023, 4: 2105–2120.
- [6] G. Knuppel. Deoxidation and vacuum treatment of steel. M.: Metallurgy, 1973. – 311p.
- [7] A.G. Velychko, V.D. Antonets. Deoxidation of melt with oxidation blowing in vacuum treatment. System Technologies, Dnepropetrovsk, 2008, 3(56)2000, vol. 2: 9–16.

Грек О. С., Величко К. О.

Індукційна піч - універсальний металургійний агрегат для твердофазного відновлення та плавлення сталі і високо вуглецевого ферромарганцю*

Grek O. S., Velychko K. O.

Induction furnace - a universal metallurgical unit for solid-phase reduction and melting of steel and high-carbon ferromanganese**

Анотація.

Запропоновано спосіб твердофазного відновлення оксидів заліза та марганцю та плавлення сталі та ферромарганцю в індукційній печі. Наведено схему процесу відновлення оксидів заліза та марганцю. У якості шихтових матеріалів запропоновано використовувати окатиші (брикети), які складаються з суміші рудо-вугільної складової та матеріалу, що містить залізо, або ферромарганець-рудо-вугільні окатиші (брикети) у разі відновлення оксидів марганцю. Розглянуто механізм нагрівання такого окатишу (брикету) в індукційній печі і проведено експериментальну перевірку можливостей методу. Показана висока ефективність твердофазного відновлення та плавлення сталі та ферромарганцю в умовах лабораторних та промислових індукційних печей.

Ключові слова: твердофазне відновлення, індукційна піч, оксиди заліза, оксиди марганцю.

Abstract.

A method of solid-phase reduction of iron and manganese oxides and melting of steel and ferromanganese in an induction furnace is proposed. The scheme of the process of reduction of iron and manganese oxides is presented. It is proposed to use pellets (briquettes) consisting of a mixture of ore-coal component and iron-containing material as charge materials, or ferromanganese-ore-coal pellets (briquettes) in the case of manganese oxides reduction. The mechanism of heating of such pellets (briquettes) in an induction furnace is considered and the capabilities of the method are experimentally verified. The high efficiency of solid-phase reduction and melting of steel and ferromanganese in laboratory and industrial induction furnaces is shown.

Keywords: solid-phase reduction, induction furnace, iron oxides, manganese oxides.

Вступ.

Безумовний практичний інтерес представляє завдання отримання продукту твердофазного відновлення, його та плавлення сталі в одному металургійному агрегаті. Автори запропонували в якості такого універсального агрегату використовувати індукційну піч. Володіючи хорошими енергетичними можливостями [1], ореол використання індукційних печей чітко представлений ливарними цехами машинобудівних заводів, там, де потрібен рідкий метал для лиття, там, де реалізують переплавлення металевих брухту, зокрема, не тільки залізного, а й кольорових металів і сплавів. Відомі приклади невеликих заводів (наприклад, в Індії) [2], з відносно малими індукційними печами, які виплавляють сталь, переплавляючи металевий брухт і губчасте залізо твердофазного відновлення з отриманням надалі сортового прокату. По-різному можна оцінювати таке сталеплавильне виробництво, але зазираючи в недалеке майбутнє, з нашого погляду та уявлення, воно заслуговує на розгляд.

Аналіз літературних даних.

То чому ж індукційна піч? Насамперед виходячи з концепції виплавки сталі на малих металургійних заводах [3]. Сьогодні вже працюють індукційні печі ємністю 30-35 т і зі збільшенням потужності індукційного нагріву, цілком ймовірно, будуть використовуватися і більш великотоннажні печі, до прикладу найбільша індукційна піч в світі на 65 т експлуатується з 2014 року у Китаї [4]. Що стосується тривалості плавки, то вдосконалення обладнання та технологій, нові технічні рішення зроблять скорочення тривалості плавки питанням часу і цілком очікуваним (як це сталося досить

швидко під час виплавки сталі в дугових електросталеплавильних печах).

Відсутність можливості рафінування розплаву, як це реалізують у кисневому конвертері та дуговій електросталеплавильній печі, є великою проблемою індукційної печі, але способи позапічної обробки сталі, які широко застосовують сьогодні, дадуть змогу звести до мінімуму і цю проблему. А результати, наприклад одержувані на установках вакуумної індукційної плавки та інших з використанням індукційних печей підтверджують можливість виплавки якісних металів і сплавів [5-6] Невисока стійкість футерування індукційної печі [7], на наш погляд, цілком розв'язуване інженерне завдання, яке знайде рішення в міру збільшення кількості індукційних печей, зайнятих у масовому виробництві сталі та нарощуванні обсягів виплавки сталі.

Отже, чотири основні причини, які стримують використання індукційних печей у масштабному виробництві сталі:

- мала ємність печей;
- тривала плавка;
- відсутність можливостей рафінування металу безпосередньо в індукційній печі;
- низька стійкість футерування.

Ці проблеми мають місце й обмежують використання індукційних печей для масової виплавки сталі, хоча й переборні в перспективі.

Технології отримання продуктів твердофазного відновлення та їх використання для плавлення сталі отримують розвиток і сьогодні обсяги виробництва металізованих DRI і Sponge досягають 135 млн тон на рік [8]. Процеси твердофазного відновлення виключають доменне виробництво,

але вимагають переплаву металізованих продуктів у дуговій електросталеплавильній печі (Рис. 1) [9]. Зберігаються проблеми з продуктивністю ус-

тановок твердофазного відновлення та енергетичними витратами на процес.

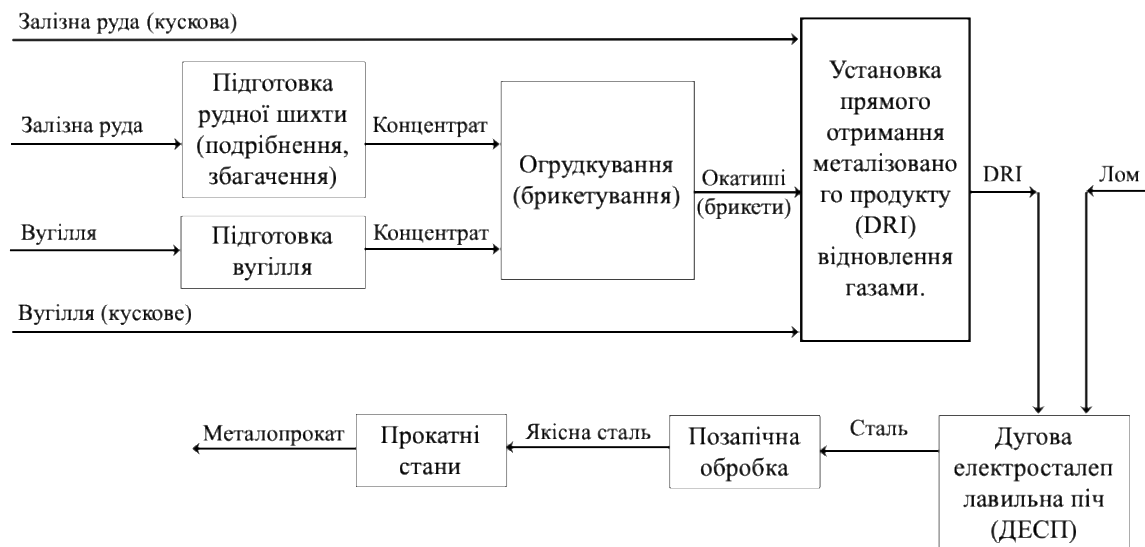


Рис. 1. Традиційна послідовність отримання продуктів твердофазного відновлення та їх використання для плавлення сталі.

Металізовані брикети (окатиші), (губчасте залізо - Sponge), у цьому технологічному ланцюжку слугують для підшихтовування в кисневому конвертері або дуговій електросталеплавильній печі [10]. У всіх випадках присутній агрегат для відновлення та отримання заліза у вигляді заліза прямого відновлення, губчастого заліза, і сталеплавильний агрегат для розплавлення останніх.

Автори розглядають інший технологічний ланцюжок, що передбачає використання індукційної печі. Відповідно до нього, під час виплавки сталі не застосовують доменну піч, виключають кокс і коксохімічне виробництво, не використовують киснево-конвертерний агрегат або дугову електросталеплавильну піч (Рис. 2).



Рис. 2. Технологічна послідовність отримання сталевих продуктів з використанням індукційної печі та продуктів твердофазного відновлення.

Принциповим у запропонованій технологічній схемі є використання індукційної печі як суміщеного металургійного агрегату - печі для твердофазного відновлення і розплавленням продуктів твердофазного відновлення з подальшим рафінуванням. Твердофазне відновлення може проводитися вуглецем, частково вуглецем і воднем або тільки воднем. В останньому випадку, що дуже важливо, реалізується концепція «зеленої» металургії. Так індукційна піч стає основним ро-

бочим металургійним агрегатом для виплавки сталі.

Узагальнюючи переваги використання індукційної печі в цьому випадку, виділимо:

- можливість використання первородної рудної шихти (залізної, марганцевої, хромової руди і вугілля);
- реалізацію твердофазного відновлення з високими показниками за продуктивністю і ступенем відновлення;

- не використовується кокс;
- в одному агрегаті проводиться як твердофазне відновлення, так і отримання розплавленого продукту;
- реалізується концепція «зеленої» металургії;
- мале випаровування легуючих елементів і заліза;
- можливості тонкого регулювання температури під час ведення процесів;
- відсутність графітових електродів як у дуговій електросталеплавильній печі;
- перспективи, що відкриваються, ширшого застосування індукційного нагріву для високоякісної металургії та рециклінгу.

Індукційна піч може розглядатися як універсальний агрегат для міні металургійних заводів. Універсальність індукційної печі у цьому випадку ще й у тому, що технологію можна реалізувати та завершити як на етапі отримання продукту твердофазного відновлення, так і отримання рідкої сталі.

Основним принципом роботи індукційної печі є наведення магнітним полем струмів Фуко в металевій шихті, перетворення електричної енергії в теплову, нагрів та розплавлення металу [11-12]. Завдяки цій специфіці її роботи, проведення на-

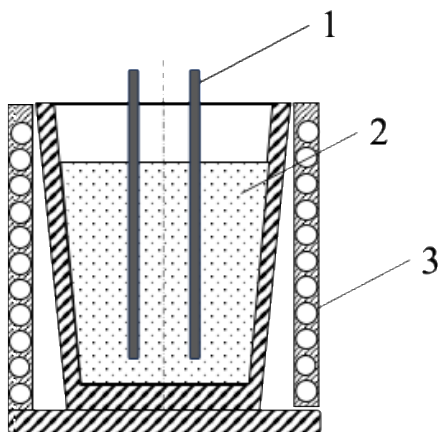


Рис. 3 Схема опосередкованого нагріву рудо-вугільної суміші в індукційній печі за допомогою графітових електродів (1 – графітовий обігрівач індукційна піч, 2 – рудо-вугільна суміш, 3 – індуктор печі).

Як показали експерименти, реалізація такого нагріву має суттєві недоліки: неможливість реалізації розплавлення відновленої шихти; досить складна конструкція системи обігріву з графітовими електродами; відносно тривалий процес із проблемами з довантаженням шихти; низька продуктивність; відносно великий ступінь недо-відновлення рудної складової.

Аналіз інших можливостей дозволив запропонувати використання в якості обігрівального елемента - залізовмісний матеріал. На першому етапі використовували подрібнений легковаговий металевий лом, який завантажували в індукційну піч разом із рудо-вугільною сумішшю. Спостерігали ефективно нагрівання рудо-вугільної суміші, відновлення та подальше розплавлення шихти. У цьому випадку плавку проводили до отримання

гріву оксидної складової для твердофазного відновлення в індукційній печі раніше не розглядали.

Автори реалізували опосередкований нагрів рудо-вугільної суміші в індукційній печі за допомогою графітових електродів (

Рис. 3). В індукційну піч поміщали графітові електроди, засипали рудо-вугільну шихту і проводили індукційний нагрів графітових електродів, які, в свою чергу, обігрівали, рудо-вугільну суміш що їх оточувала. Рудо-вугільна суміш досить швидко прогрівалась біля поверхні графітових електродів і з невеликою швидкістю, в зонах, віддалених від графітових електродів. Для прискорення нагрівання віддалених ділянок потрібно було розташування більшої кількості графітових електродів та зменшення відстані між обігріваними електродами.

рідкого металу, і на етапі отримання продукту твердофазного відновлення, відокремити його від металевого лому не виявлялося можливим.

Оптимальним із розглянутих виявився варіант використання рудо-вугільної суміші з дрібнодисперсним відновленим губчастим залізом (залізовмісним матеріалом - ЗВМ). У цьому випадку, як показано на Рис. 4, розташування частинок в окатиші включає частинки металізованої губки, вугілля та залізорудного концентрату. Як показали обчислення при розмірах (радіусі) частинок ЗВМ, вугілля та рудного концентрату 0,5 мм, 0,25 мм і 0,5 мм відповідно, та вмісту ЗВМ у суміші, наприклад, 40 %, на одну частинку ЗВМ в елементі об'єму окатишу (брикету) припадає 2 частинки рудного концентрату і 9 частинок вугілля.

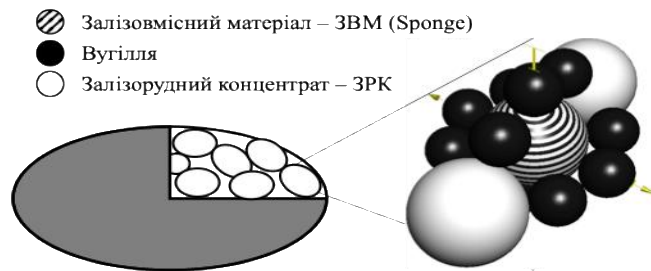


Рис. 4. Схема розташування частинок у залізо-рудно-вугільному брикеті.

Схема твердофазного відновлення у запропонованій суміші у складі окатишу (брикету) представлена на

передають тепло оточуючим їх частинкам вугілля та рудного концентрату. Обігрів частинок вугілля призводить до їх газифікації, а монооксид вуглецю, який при цьому вивільнюється, відновлює оксиди заліза у нагрітих частинках рудного концентрату. Враховуючи n - кількість частинок заліза вони організовують нагрівання окатишу (брикету) всередині його об'єму.

Рис. 5. Частинки заліза у складі окатишу (брикету) є обігрівальним елементом, які при обігріві

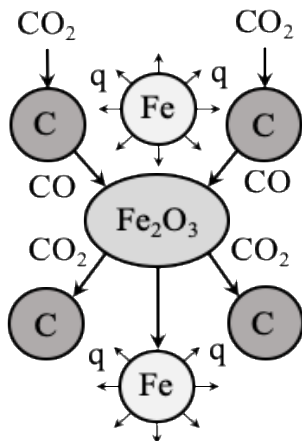
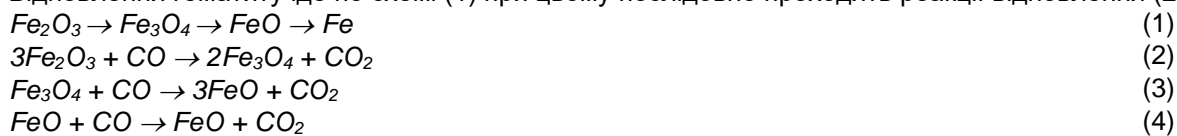


Рис. 5. Схема відновлення оксидів заліза в залізо-рудно-вугільному окатиші (брикеті).

Відновлення гематиту іде по схемі (1) при цьому послідовно проходять реакції відновлення (2-4) [13].



Паралельно досліджували можливість відновлення оксидів марганцю у брикеті: марганцевий концентрат – вугілля – високо вуглецевий феромарганець. Для послідовного відновлення $MnO_2 \rightarrow Mn_2O_3 \rightarrow Mn_3O_4 \rightarrow MnO$ кількість вугілля оби-

рали достатнім для відновлення оксидів марганцю (Рис. 6). При цьому вуглецевий феромарганець слугував основним нагрівачем в умовах роботи індукційної печі.

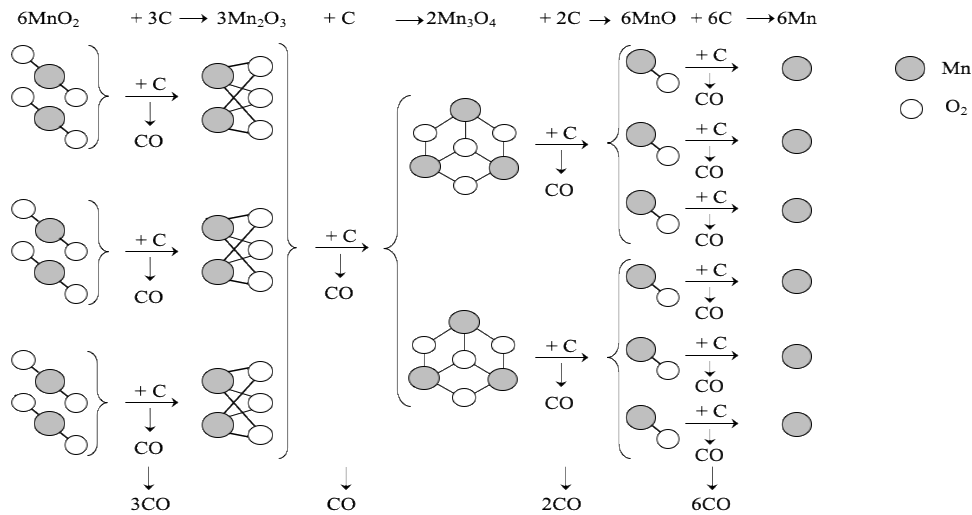


Рис. 6. Схема послідовного відновлення оксидів марганцю

На Рис. 7 наведено схему послідовного твердофазного відновлення в рудо-вугільному окатиші та елементі феромарганець-рудо-вугільного окатиша (брикету). В обох випадках відновником є монооксид вуглецю як продукт газифікації вугілля. При твердофазному відновленні окатиша його нагрівання реалізується нагрітим монооксидом вуглецю, що обтікає поверхню окатиша. В елементі окатиша (брикету) концентрат марганцевої руди і вугілля нагріваються частинкою вуглецевого феромарганцю в окатиші (брикеті). З огляду на

те, що механізм і послідовність твердофазного відновлення в обох випадках близькі, принциповим є розміри окатишів (брикетів) з нагріванням від поверхні до центру і відновлюваної частинки концентрату марганцевої руди [14], нагрівання якої відбувається від поверхні металевої частинки вглиб рудо-вугільної шихти. Розмір окатишу (брикету), наприклад, може становити 20-30 мм, тоді як розмір частинки концентрату марганцевої руди в окатиші (брикеті) до 1-2 мм, тобто на 2-3 порядки менший.

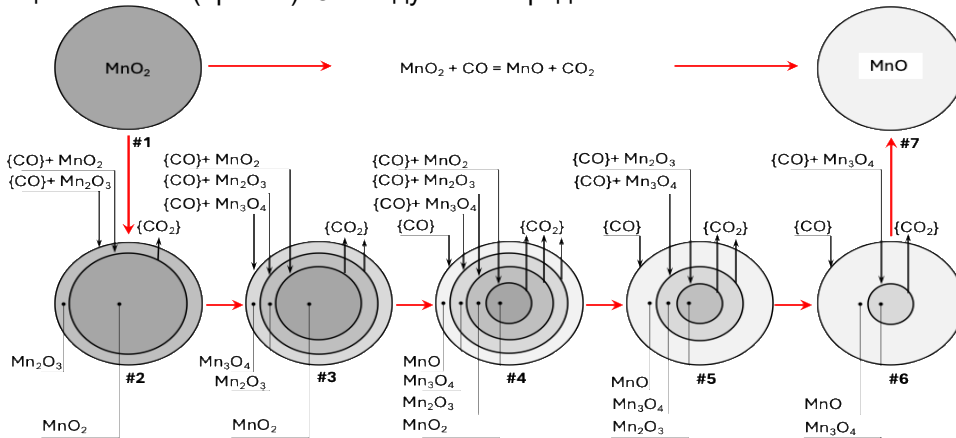


Рис. 7. Схема послідовного твердофазного відновлення в рудо-вугільному окатиші та елементі залізо-рудо-вугільного окатиша (брикету).

Позиція 1 на Рис. 7 представляє інкубаційний період, коли в системі, насамперед за рахунок нагрівання, формуються умови для протікання реакцій твердофазного відновлення. Після досягнення температури газифікації вугілля і початку процесу твердофазного відновлення на поверхні окатишів або частинки залізорудного концентрату протікає реакція відновлення монооксидом вуглецю MnO_2 до Mn_2O_3 з утворенням скоринки відновленого оксиду на поверхні (позиція 2 на Рис. 7).

Подальше просування нагріву монооксиду вуглецю вглиб створює умови протікання там також відновлювальної реакції MnO_2 до Mn_2O_3 . Водночас у ділянці, близькій до поверхні, йде віднов-

лення Mn_2O_3 до Mn_3O_4 . У позиції 3 Рис. 7 показано просування фронту підведення відновника і в протилежному напрямку відведення газоподібного продукту відновлення CO_2 . Періоди 2 і 3 характеризуються інтенсивним протіканням твердофазного відновлення.

Позиція 4 на Рис. 7 показує, як реакції твердофазного відновлення отримують подальший розвиток. Нагрівання і підведення монооксиду вуглецю від периферії до центру дає змогу умовно виділити чотири області. В ділянці, близькій до поверхні, процеси відновлення оксидів марганцю марганець-рудного концентрату завершені на етапі формування скоринки MnO .

Наступна вглиб область представлена Mn_3O_4 . У ній завершені реакції відновлення Mn_2O_3 до Mn_3O_4 . Далі проходить область, де завершуються перетворення MnO_2 на Mn_2O_3 . У центральній області, куди не доставлено відновник, ще зберігаються оксиди MnO_2 . У позиції 4 Рис. 7 інтенсивність твердофазного відновлення зменшується, оскільки скоринка MnO , що утворилася на поверхні, перешкоджає доставці відновника в зони реакції. Для окатишів (брикетів) розміром 20-30 мм останнє може бути істотним фактором уповільнення твердофазного відновлення. В феромарганець-рудо-вугільних окатишах (брикетах), очевидно, процеси відновлення йдуть у зональному режимі, а не ступінчасто, нагрівання частинок і доставка відновника до елементів марганець-рудного концентрату окатишів (брикетів) відбуваються дуже швидко (практично миттєво), проблема з утворенням корочки MnO на поверхні елемента малоімовірна й очевидно, найімовірніше, відсутня.

Позицію 5 Рис. 7 характеризує відсутність в окатиші або в часточці марганець-рудного концентрату оксиду марганцю MnO_2 . Центр представлений тепер Mn_2O_3 , області Mn_3O_4 і MnO збільшуються. Процеси твердофазного відновлення сповільнюються і йдуть до свого завершення. У позиції 6 Рис. 7 представлено тільки дві відносно великі області: у центрі недовідновлений Mn_3O_4 і далі до поверхні відновлений оксид MnO . При Таблиця 1).

Таблиця 1. Порівняння основних характеристик відновлення рудо-вугільного та залізо-рудо-вугільного брикету.

	Рудо-вугільний Окатиш (брикет)	Залізо-рудо-вугільний окатиш (брикет)
Матеріали:		
Рудна складова	+	+
Вугілля	+	+
ЗВМ	-	+
Можливість нагріву в індукційній печі	-	+
Відновник	C, внутр.	C, внутр.
Теплоносій	Зовнішній	Зовнішній
Тип відновлювального процесу	Фронтально-шаровий	фронтальний
Визначальні параметри	Температура, розмір брикету	Температура
Гradient температур	+	-
Gradient концентрацій	-	-
Теплові потоки	від периферій до центру	В об'ємі
Потоки відновника	В об'ємі	В об'ємі
Швидкість відновлення	Не висока	Висока
Ступінь відновлення	Достатньо висока	Висока
Енергоспоживання	Високе	Низьке

Матеріали та методи дослідження.

Проведено експериментальне підтвердження запропонованого методу відновлення у лабораторних індукційних печах потужністю 5 і 50 кВт. Використовували брикети діаметром 35 мм і товщиною до 7 мм, а також діаметром 18 мм і товщиною 8 мм. Суміш магнетитового концентрату, ву-

подальшій доставці монооксиду вуглецю до центру і протіканні відновлення Mn_3O_4 процес твердофазного відновлення завершується, і окатиш або частинка марганець-рудного концентрату окатишу (брикету) (як і весь брикет) представлені свіжовідновленим MnO (позиція 7 на Рис. 7).

Представлена схема дає змогу виокремити три характерні періоди твердофазного відновлення: інкубаційний, зі зростаючою інтенсивністю твердофазного відновлення та зі зменшуваною інтенсивністю твердофазного відновлення. Останній має виражене представлення при відновленні рудо-вугільних окатишів у потоках нагрітого відновного газу і відсутній в умовах твердофазного відновлення за розробленим способом твердофазного відновлення за умови індукційного нагріву феромарганець-рудо-вугільних брикетів, що істотно підвищує швидкість твердофазного відновлення і ступінь відновлення.

Наведена на Рис. 7 схема є аналогічною і у випадку відновлення гематиту у формі рудо-вугільного та залізо-рудо-вугільного окатишу (брикету) з тією лише відмінністю що в цьому випадку кінцевим продуктом відновлення є металеве залізо яке одразу включається в процес нагріву від магнітного поля індукційної печі що робить такий процес автокаталітичним.

Проведено порівняння основних характеристик відновлення рудо-вугільного та залізо-рудо-вугільного окатишу (брикету) (

гілля та металізованого заліза піддавали брикетуванню. Брикети поміщали в індукційну піч.

Контроль температури здійснювали за допомогою термопари, поміщеної в тигель. Швидкість нагрівання до температури початку вуглецевотермічного відновлення, приблизно 1000 °C, становила 20-25 °C/хв.

У початковий період нагріву потужність печі становила 30–40 %, що дозволяло нагріти шихту до температури початку відновлення. В міру розвитку процесу відновлення і появи металевого заліза (продукту відновлення), температура та інтенсивність процесу відновлення зростала, що супроводжувалося інтенсивним виділенням газів. Далі, для забезпечення більш повного твердофазного відновлення навантаження печі трошки знижувалась. В міру завершення відновлення інтенсивність виділення газів зменшувалась.

Весь процес відновлення протікав в ізотермічному режимі, при постійній температурі 1100–1200 °С. Повна металізація концентрату завершувалася приблизно за 1 годину. Продукт відновлення охолоджували та піддавали аналізу. Окремі експерименти завершували розплавленням отриманого металізованого продукту і вливанням в літник.

Таблиця 2 показано, що при частці залізовмісного матеріалу 10 %, одна частинка останнього (розміром 0,5 мм) повинна нагріти 11 частинок залізорудного концентрату (розміром 0,5 мм) і 87 частинок вугілля (розміром 0,25 мм). Зі збільшенням кількості залізовмісного матеріалу в брикеті

Таблиця 2. Кількість частинок в елементі об'єму брикету

Доля ЗВМ в брикеті, %	10	20	30	40	50
Матеріал					
	число частинок в елементі об'єму брикету				
ЗВМ	1	1	1	1	1
Вугілля	87	39	23	15	10
ЗРК	11	5	3	2	1

Таблиця 2. Кількість частинок в елементі об'єму брикету

На Рис. 8 наведено результати розрахунку динаміки нагрівання залізорудного концентрату в окатиші (брикеті) в залежності від частки залізовмісного матеріалу, фактично від кількості частинок залізорудного концентрату, які припадають на 1 частинку залізовмісного матеріалу що гріє. У роз-

Хімічний аналіз відновленої металевої губки (зливка) показав вміст Fe>98 %. Висока ефективність запропонованого методу твердофазного відновлення та виплавки сталі була підтверджена на плавках в промисловій 7 т індукційній печі.

В експериментах з феромарганець-рудовугільними брикетами твердофазне відновлення супроводжувалося горінням факелу над поверхнею шихти та завершувалося на стадії відновлення оксидів до MnO. Підвищення температури призводило до розплавлення та відновлення MnO відбувалось у рідкій фазі з отриманням високо вуглецевого феромарганцю.

Результати дослідження.

Розраховано кількість частинок залізорудного концентрату та вугілля, які припадають на одну частинку нагрівального залізовмісного матеріалу в елементі об'єму брикету, при частці залізовмісного матеріалу в брикеті 10, 20, 30, 40 і 50 %.

У

кількість частинок залізорудного концентрату та вугілля що нагріваються зменшується. Так, при 30 % частці залізовмісного матеріалу в брикеті, кількість частинок залізорудного концентрату та вугілля що нагріваються складе 3 і 23 відповідно, а при 50 % частці - 1 і 10.

рахунках теплообміну, масу і властивості матеріалів приймали постійними протягом всього процесу нагрівання. Розрахунок нагрівання проводили для швидкості нагрівання частинки залізовмісного матеріалу 1 К/с.

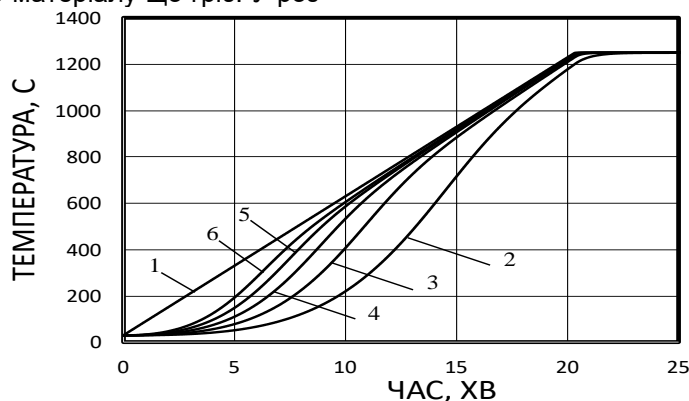


Рис. 8. Динаміка нагрівання залізорудного концентрату в залежності від вмісту ЗВМ (1 – температура ЗВМ; 2–6 – температура залізорудного концентрату при вмісті ЗВМ – 10, 20, 30 ... 50 % відповідно).

Коли одна частинка залізовмісного матеріалу що гріє припадає на одну частинку залізорудного концентрату (вміст залізовмісного матеріалу в шихті окатишу (брикету) становить 50 %), нагрі-

вання останньої відбувається швидко, і градієнт температур між нагрівальними та тими що нагріваються частинками низький (на 10-ій хвилині нагрівання градієнт становить 20 °С). При змен-

шенні вмісту залізовмісного матеріалу в шихті окатишу (брикету) кількість частинок залізорудного концентрату, яка припадає на одну частинку залізовмісного матеріалу, збільшується, що уповільнює нагрівання частинок концентрату і збільшує градієнти температур між нагрівальними частинками та частинками що нагріваються (на 10-ій хвилині нагрівання градієнти температур становлять, відповідно, 40, 100, 220, 430 °С при вмісті залізовмісного матеріалу 40, 30, 20 та 10 %).

Зі збільшенням вмісту залізовмісного матеріалу в брикеті теплові можливості ефективного нагріву частинок залізорудного концентрату та вугілля, які нагріваються частинками залізовмісного матеріалу, зростають. Теплові потоки від частинки залізовмісного матеріалу швидше та ефективніше нагрівають меншу кількість часточок залізорудного концентрату та вугілля.

Таким чином, існує мінімально допустимий вміст залізовмісного матеріалу в брикеті, при якому (і вище) забезпечується ефективне нагрівання брикету. Як показали розрахунки та проведені експерименти, при вмісті в брикеті 30 % та більше залізовмісного матеріалу, нагрівання відбувалося досить швидко, а при вмісті менше ніж 30 % реалізація нагріву була практично важко здійсненою. Окрім принципової можливості нагріву та відновлення залізо-рудо-вугільного брикету в індукційній печі, змінюється характер теплообміну в брикеті. Джерело тепла знаходиться безпосередньо в зоні реакцій газифікації та відновлення, у той час, як в рудо-вугільному брикеті, при зовнішній подачі тепла, внутрішні шари брикету отримують тепло із запізненням внаслідок спротиву теплопровідності. В залізо-рудо-вугільному брикеті відсутні градієнти температур і концентрацій, а визначальним параметром є температура процесу, яка своєю чергою задається потужністю індукцій-

ного нагріву. В результаті забезпечуються високі швидкості і ступінь відновлення.

Універсальність запропонованої технології в індукційній печі полягає у проведенні плавки в єдиному металургійному агрегаті з мінімальними енергетичними та матеріальними витратами. Подальші дослідження показали більш широкі можливості отримання марганцевих сплавів з використанням марганцевого концентрату та високо вуглецевого феромарганцю.

Висновки

Запропоновано твердофазне відновлення та виплавку сталі проводити в одному металургійному агрегаті. В якості універсального агрегату використовувалася індукційна піч. Апробували нагрів рудо-вугільної суміші в індукційній печі за допомогою графітових електродів, металевого лому. Оптимальним виявився варіант використання окатишів (брикетів), що включають металізовану губку, вугілля та залізорудний концентрат.

У залізо-рудо-вугільному брикеті реалізується фронтальний механізм відновлення: теплоносій і відновлювач знаходяться всередині брикету, відсутні градієнти температур і концентрацій, а визначальним параметром є температура процесу. Проведені експерименти підтвердили високу ефективність запропонованого способу твердофазного відновлення та виплавки сталі. Універсальність способу та використання індукційної печі, як показали експерименти, у тому, що реалізувати та завершувати технологічний процес можна як на етапі отримання продукту твердофазного відновлення, так і отримання рідкої сталі.

Доведена принципова можливість відновлення оксидів марганцю в індукційній печі з подальшим плавленням і отриманням високо вуглецевого феромарганцю.

Література

- [1] V. R. Gandhewar, S. V. Bansod та A. B. Borade, «Induction Furnace - A Review,» *International Journal of Engineering and Technology*, т. 3, № 4, pp. 277-284, 2011.
- [2] S. Ghosh, S. Gupta та A. Dutta, «Steelmaking through induction furnace route in India,» *Steel Tech*, т. 7, № 4, pp. 35-38, 2013.
- [3] M. Chaabet та E. Dotsch, «abpinduction.com,» January 2012. [Онлайнний]. Available: https://abpinduction.com/wp-content/uploads/2020/02/ABP-Steelmaking_based_on_inductive_melting_M_Chaabet_E_Doetsch.pdf.
- [4] «castings sa,» BA Crawford Specialised Publications (Pty) Ltd, 01 12 2014. [Онлайнний]. Available: <https://castingsa.com/the-worlds-largest-coreless-induction-furnace-abp-induction/>.
- [5] S. Viswanathan, D. Apelian, R. J. Donahue, B. DasGupta, M. Gywn, J. L. Jorstad, R. W. Monroe, M. Sahoo, T. E. Prucha та D. Twarog, «Vacuum Induction Melting,» в *CASTING, Vol 15, ASM Handbook*, ASM International, 2008, pp. 116-123.
- [6] DSTI/SC, «Latest developments in steelmaking capacity,» OECD, 2020.
- [7] Г. О. Козлов та В. Л. Тополов, Конструкція електрометалургійних агрегатів. Підручник для здобувачів освіти ЗФПО та ЗВО (електронне видання), Нікополь: ВСП НФК УДУНТ, 2023, р. 246.
- [8] W. S. Association, «worldsteel.org,» World Steel Association, May 2024. [Онлайнний]. Available: <https://worldsteel.org/data/world-steel-in-figures-2024/>.
- [9] Y. Lakhtin, *Engineering Physical Metallurgy*, University Press of the Pacific, 2000, p. 448.
- [10] www.midrex.com, «DRI Products & Applications,» April 2018. [Онлайнний]. Available: https://www.midrex.com/wp-content/uploads/MidrexDRI_ProductsBrochure_4-12-18-1.pdf.
- [11] S. L. Semiatin, *Elements of Induction Heating: Design, Control, and Applications*, S. Zinn, Ed., ASM International, 1988, p. 335.
- [12] А. Е. Слухоцкий, В. С. Немков, Н. А. Павлов та А. В. Бамунэр, Установки индукционного нагрева: Учебное пособие для вузов, А. Е. Слухоцкий, Ред., Л.: Энергоиздат. Ленингр. отд-ние, 1981, р. 328.
- [13] E. Donskoi, D. S. McElwain та L. J. Wibberley, «Estimation and Modeling of Parameters for Direct Reduction in Iron Ore/Coal Composites: Part II. Kinetic Parameters,» *Metallurgical and Materials Transactions B*, т. 34B, pp. 255-266, 2003.

[14] Б. І. Бондаренко, В. А. Шаповалов та Н. І. Гармаш, Теорія та технологія безкоксової металургії, Київ: Наукова Думка, 2003.

References

- [1] V. R. Gandhewar, S. V. Bansod та A. B. Borade, «Induction Furnace - A Review,» *International Journal of Engineering and Technology*, т. 3, № 4, pp. 277-284, 2011.
- [2] S. Ghosh, S. Gupta та A. Dutta, «Steelmaking through induction furnace route in India,» *Steel Tech*, т. 7, № 4, pp. 35-38, 2013.
- [3] M. Chaabet та E. Dotsch, «abpinduction.com,» January 2012. [On-line]. Available: https://abpinduction.com/wp-content/uploads/2020/02/ABP-Steelmaking_based_on_inductive_melting_M._Chaabet_E._Doetsch.pdf.
- [4] «castings sa,» BA Crawford Specialised Publications (Pty) Ltd, 01 12 2014. [On-line]. Available: <https://castingssa.com/the-worlds-largest-coreless-induction-furnace-abp-induction/>.
- [5] S. Viswanathan, D. Apelian, R. J. Donahue, B. DasGupta, M. Gywn, J. L. Jorstad, R. W. Monroe, M. Sahoo, T. E. Prucha та D. Twarog, «Vacuum Induction Melting,» в *Casting, Vol 15, ASM Handbook*, ASM International, 2008, pp. 116-123.
- [6] DSTI/SC, «Latest developments in steelmaking capacity,» OECD, 2020.
- [7] G. O. Kozlov and V. L. Topolov, Design of Electrometallurgical Units. Textbook for students of vocational education and training institutions (electronic edition), Nikopol: VSP NFK USUNT, 2023, p. 246.
- [8] W. S. Association, «worldsteel.org,» World Steel Association, May 2024. [On-line]. Available: <https://worldsteel.org/data/world-steel-in-figures-2024/>.
- [9] Y. Lakhtin, Engineering Physical Metallurgy, University Press of the Pacific, 2000, p. 448.
- [10] www.midrex.com, «DRI Products & Applications,» April 2018. [On-line]. Available: https://www.midrex.com/wp-content/uploads/MldrexDRI_ProductsBrochure_4-12-18-1.pdf.
- [11] S. L. Semiatin, Elements of Induction Heating: Design, Control, and Applications, S. Zinn, Ed., ASM International, 1988, p. 335.
- [12] A. E. Slukhotsky, V. S. Nemkov, N. A. Pavlov та A. V. Bamuner, Induction Heating Installations: Textbook for Universities, A. E. Slukhotsky, Ed., L.: Energoizdat. Leningrad Branch, 1981, p. 328.
- [13] E. Donskoi, D. S. McElwain та L. J. Wibberley, «Estimation and Modeling of Parameters for Direct Reduction in Iron Ore/Coal Composites: Part II. Kinetic Parameters,» *Metallurgical and Materials Transactions B*, т. 34B, pp. 255-266, 2003.
- [14] Bondarenko, B. I., Shapovalov, V. A., and Garmash, N. I., Theory and Technology of Coke-Free Metallurgy, Kyiv: Naukova Dumka, 2003.

УДК 669.187

Голуб І. В., Біла О. В., Носко О. А., Ковзик А. М.

Дослідження поведінки азоту при обробці металу

Holub I. V., Bila O. V., Nosko O. A., Kovzik A. M.

Study of nitrogen behavior during metal processing

Мета. Вивчення поведінки азоту при обробці металу газовою сумішшю та при розкисненні металу, тому що одним з найбільш поширених способів обробки сталі в ківші є процеси розкиснення металу, продування металу інертними газами та вакуумування сталі.

Методика. Термодинамічні та кінетичні розрахунки, математична модель, що дозволяє розраховувати кількісні показники при розкисненні металу та при видаленні розчинених газів з металу при позапічній обробці та аналізувати процеси, які досліджуються.

Результати. При продуванні аргоном металу на установці ківш-піч його поверхня повинна бути відкритою від шлаку, але при цьому відбувається паралельний перехід газу з атмосфери в метал, оскільки шлак є захисним покривом металу від атмосфери. Також доказано, що спінювання шлаку впливає лише на вміст азоту в металі та дозволяє знизити його концентрацію на 0,001 %. Також доказано, що азот не є причиною виникнення макродефектів в металевій заготовці. З'ясовано вплив азоту, алюмінію та титану на утворення нітридів в металі, який попередньо оброблявся газовою сумішшю, яка у своєму складі вміщувала азот.

Наукова новизна. Розгляд термодинамічних та кінетичних особливостей розчинення азоту в металі при розкисненні, продувці газами металу в ківшу дозволили з'ясувати тепло та масообмінні процеси поведінки азоту у металі, що буде сприяти перспективі розробки нової технології ковшової обробки металу.

Практична значущість. Можливість використовувати суміш газів, що містить азот, при продувці сталей більш широкого сортаменту з урахуванням поведінки азоту при розкисненні металу, який може мати підвищений вміст розчиненого азоту. За допомогою достатніх кількостей присадженого титану можливо нейтралізувати дію азоту в сталях, що містять алюміній, і тим самим сприяти усуненню дефектів та покращенню якості литої заготовки також за рахунок ведення процесу обробки металу під спіненим шлаком.

Ключові слова: МЕТАЛ, ПОЗАПІЧНА ОБРОБКА МЕТАЛУ, ГАЗОВА СУМІШ, АЗОТ, АРГОН, АЛЮМІНІЙ, ТИТАН
Goal. Studying the behavior of nitrogen during metal treatment with a gas mixture and during metal deoxidation, because one of the most common methods of steel processing in a ladle is the process of metal deoxidation, blowing of metal with inert gases, and vacuuming of steel.

Method. Thermodynamic and kinetic calculations, a mathematical model that allows you to calculate quantitative indicators during deoxidation of metal and during the removal of dissolved gases from metal during out-of-furnace processing and to analyze the processes under investigation.

The results. When blowing metal with argon on a ladle-furnace installation, the surface of the metal must be open from slag, but at the same time there is a parallel transition of gas from the atmosphere to the metal, since the slag is a protective coating of the metal from the atmosphere, it has also been proven that the foaming of the slag affects only the nitrogen content in the metal and allows reducing its concentration by 0.001%, it is also proven that nitrogen is not the cause of macrodefects in the metal workpiece. The influence of nitrogen, aluminum, and titanium on the formation of nitrides in a metal previously treated with a gas mixture containing nitrogen was determined.

Scientific novelty. Consideration of the thermodynamic and kinetic features of the dissolution of nitrogen in metal during deoxidation, gas blowing of metal into the ladle made it possible to find out the heat and mass transfer processes of the behavior of nitrogen in the metal, which will contribute and possibly lead to the development of a new technology of ladle metal processing.

Practical significance. Use a mixture of gases containing nitrogen when blowing a wider range of steels, taking into account the behavior of nitrogen during the deoxidation of metal, which may have an increased content of dissolved nitrogen with the help of sufficient amounts of implanted titanium, it is possible to neutralize the effect of nitrogen in steels containing aluminum, and thereby contribute elimination of defects and improvement of the quality of the cast billet also due to conducting the metal processing process under foamed slag.

Key words: METAL, GAS MIXTURE, NITROGEN, METAL PROCESSING, ARGON, ALUMINUM, TITANIUM

Вступ. Отримання якісного металу в сталеплавильних агрегатах обмежується можливостями регулювання фізико-хімічних умов протікання основних реакцій, що викликає необхідність розробки процесів позапічної обробки сталі є актуальним напрямом досліджень. Однак перед металургами України стоїть нелегке завдання – ресурсозбереження, і при цьому покращення якості продукції, що випускається. При виробництві кисню та аргону в кисневих цехах попутно отримують великі кількості азоту, який за собівартістю вчетверо дешевше за аргон. Заміна частини аргону азотом дозволить суттєво знизити собівартість сталі. Робота присвячена розробці складу газової суміші, що подається на ківш-піч при позапічній обробці сталей різного сортаменту з подальшим розливом на МНЛЗ. Для металургійних підприємств України актуальним завданням є розробка технології ковшової обробки металу, а саме для металів після його виплавки в дуговій сталеплавиль-

ній печі яка дозволить знизити собівартість сталі та не змінити її якісних показників. Також відомо, що для отримання низького показника азоту в металі необхідно забезпечити його низький рівень у напівпродукті та захистити поверхню рідкого металу від атмосфери при випуску з печі, позапічній обробці та розливанні. Використання суміші з підвищеним вмістом азоту та контроль розкислювачів дозволить знизити собівартість ковшової обробки низьковуглецевих сталей та сталей з підвищеним вмістом азоту не змінюючи їх механічних властивостей.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми.

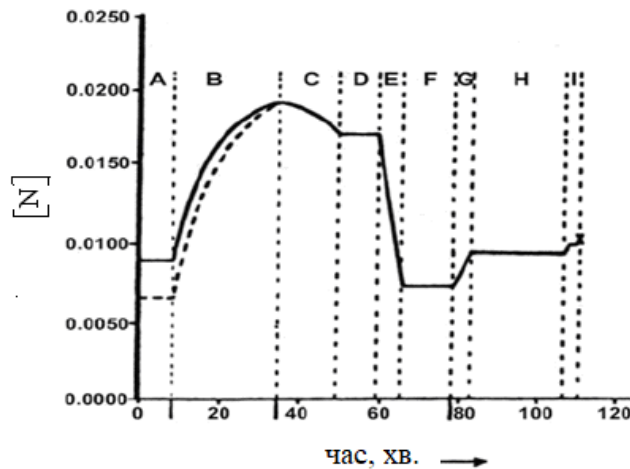
При аналізі кількості азоту в сталі з'ясовано, що майже при всіх способах виробництва сталей концентрація азоту в готовому металі коливається в межах 0,002 – 0,008 %. Вуглецеві сталі в яких вміст марганцю до 0,7 % та кремнію до 0,3 % вміст азоту знаходиться у межах 0,002-0,005%.

Більш високі концентрації азоту спостерігаються в сталях, легуваних хромом, ванадієм, алюмінієм або титаном. У високолегуваних сталях концентрація азоту іноді піднімається до 0,018 - 0,025 %. При цьому з даних різних авторів [1-5] відомо, що концентрація азоту при температурі 1600 °С знаходиться в вузьких межах змін і дорівнює біля 0,044%.

Джерелами азоту при виробництві стали служать шихтові матеріали (скрап, чавун, металобрухт), атмосфера плавильного агрегату та продувка металу газами (технічний кисень або повітря), які подаються на поверхню або вглиб металу, а також розкислювачі, феросплави та навколишня

атмосфера при випуску та розливанні рідкого металу.

В дослідженнях авторів [6] показані зміни вмісту азоту в сталі при виплавці, обробці та розливі сталі (рисунк 1). У процесі плавки використано 50% оборотного лому та 50% скрапу (суцільна лінія) та 100% скрапу -пунктирна. Періоди, коли вміст азоту зменшується це стадії С та Е, бо на стадії С формується шлак, який запобігає адсорбції азоту, а на стадії Е бульбашки СО видаляють азот у атмосферу. Таким чином, вміст азоту в сталі залежить від вмісту вуглецю та кисню в сталі та інтенсивності реакції знеуглецювання.



Стадії сталеплавильного процесу: А - занурення електродів у холодну шихту; В - формування невеликих порцій рідкого металу та їх зростання; С - плавлення металу шихти, що залишилася; D - нагрів ванни до вуглецевого кипіння; Е - період вуглецевого кипіння; F - присадка феросплавів та доведення ванни до температури випуску; G - випуск плавки; H - рідка сталь у сталерозливному ківшу; I - рідка сталь у ПК та розливання.

Рисунк 1. Зміни вмісту азоту при плавленні металу в ДСП, обробці та розливанні металу

Для зниження вмісту азоту в металі слід використовувати шихтові матеріали з низьким вмістом азоту. Для запобігання адсорбції азоту при плавці в дуговій сталеплавильній печі рекомендують використовувати спінювання шлаку [7, 8], герметизацію печі та газу з низьким вмістом азоту. Для видалення азоту зі сталі можливо робити кипіння ванни за рахунок бульбашок СО (знеуглецювання та вакуумування).

Щодо надходження азоту з пічної атмосфери, думки різних авторів різняться. У автора [9] існує твердження, що в умовах окисної атмосфери сталеплавильних печей азот практично не може переходити в розплавлений метал через оксидну плівку яка утворюється в процесі плавлення металу. Також є твердження, що шлаки або окислювальні плівки не можуть повністю ізолювати метал із-за декількох факторів [10]. Автори [11,12] стверджують що умови для видалення азоту існують при киснево-конверторному процесі та при вакуумуванні у VOD- і RH-агрегатах. На всіх інших технологічних етапах виробництва

сталі відбувається тільки поглинання азоту металом.

Позапічна обробка сталі займає особливе місце при виробництві металу - від моменту випуску рідкого металу у ківш до моменту його затвердіння. В залежності від вимог до якості сталі завданнями позапічної обробки є: десульфурація, розкислення, легування, доведення до рекомендованої температури розливу, зниження вмісту розчинених газів (водень, азот), знеуглецювання, підвищення чистоти металу за показниками неметалевих включень, дефосфорація, розподіл металевих та шлакових фаз.

Схема основних методів позапічної обробки ділиться на дві групи:

- методи, що проводяться при атмосферному тиску (ківш-піч);
 - методи, які протікають під тиском (вакууматор).
- Перенесення частини металургійних операцій у ківш-піч дозволяє підвищити продуктивність основного плавильного агрегату, зменшити температуру випуску металу та підвищити якість продукції [13].

Продування сталі в ківшах інертними або нейтральними газами стало обов'язковим елементом технології виплавки сталі. Дегазація при продуванні інертними газами ґрунтується на різниці парціального тиску водню, азоту і оксиду вуглецю в бульбашці інертного газу, що утворюється, і в розчинених газах в металі. 95% всієї сталі, що виплавляється, обробляється аргоном. При цьому загальні витрати на продування металу при позапічній обробці 1 тони сталі становлять 0,2 - 0,3 доларів США за вартості металу в злитках 200 - 500 доларів США за тону [14].

Для металургійних підприємств актуальним завданням є розробка технології ковшової обробки металу із застосуванням інертних продувних газових сумішей, що дозволяють знизити собівартість металу та отримати якісну сталь. Використання суміші з підвищеним вмістом азоту дозволяє здешевити ковшову обробку сталей різного сортаменту: низьковуглецевих та сталей з підвищеним вмістом азоту [15].

У більшості випадків азот надає негативний вплив на властивості сталі. При розчиненні азоту в розплавах заліза сталь стає схильною до старіння, то б то зниження пластичних властивостей з часом, особливо це проявляється у сталях, що працюють за підвищених температур. Проте, існує цілий клас сталей, у яких азот виступає легуючим елементом. Однак, багато дослідників і металургів вважають неприпустимим збільшення концентрації азоту при виробництві широкого класу сталей. У деяких літературних джерелах [16] є дані про продувку низьковуглецевого металу азотом при ковшової обробці. Але також слід враховувати, що у вирішенні проблеми підвищення корозійної стійкості сталі, яка відбувається при тенденції до зниження концентрації вуглецю та відмови від застосування добавок (таких, як титан), а також зниження вмісту вуглецю в сталях аустенітного класу призводить до значного зниження рівня їх міцності. У зв'язку з цим доцільно розглянути можливості контролю вмісту азоту в сталі та його поєднання з такими елементами, як алюміній, титан, ванадій, ніобій та інші або їх комбінації [17].

Матеріали та методи дослідження. Детальний розгляд термодинамічних та кінетичних особливостей розчинення азоту в металі дозволили з'ясувати тепло- та масообмінні процеси поведінки газів у металі при продувці інертними газами металу в ківші та при вакуумуванні. Математична модель видалення розчинених газів з металу при позапічній обробці дозволяє проаналізувати поведінку газів у металі при створенні суміш газів, яка містить азот для продувки різних марок сталі з можливістю проведення подальшого аналізу поведінки азоту при безперервному литті заготовок та розрахувати кількість елементів які використовуються при розкисленні для отримання якісної структури заготовки с задовільними механічними властивостями.

В основі математичної моделі знаходяться рівняння видалення розчиненого кисню, водню та азоту

$$[C] + [O] = \{CO\}, \quad (1)$$

$$[H] = \frac{1}{2} H_2. \quad (2)$$

$$[N] = \frac{1}{2} N_2. \quad (3)$$

Концентрації азоту, водню та кисню, рівноважні з парціальним тиском N_2 , H_2 та CO у бульбашці

$$[N]_r = K_N \sqrt{P_{N_2}}, \quad (4)$$

$$[H]_r = K_H \sqrt{P_{H_2}}, \quad (5)$$

$$[O]_r = P_{CO} / ([C]K_C), \quad (6)$$

де K_N , K_H и K_C – константи рівноваги реакцій розчинення азоту, водню та окислення вуглецю.

Характер процесів масообміну між розчиненими у металі газами ($[H]$, $[N]$, $[O]$) та бульбашками газів, що барботують, визначався ходом системи до рівноваги та описано виразом

$$m_r = \int_0^{\tau} (\beta_r ([G] - [G]_r) \cdot S_r \cdot d\tau, \quad (7)$$

де β_r – коефіцієнт масовіддачі між металом та бульбашкою, $[G]$ та $[G]_r$ – концентрація газу в металі та рівноважна з бульбашкою, S – площа поверхні розділу газ-метал, τ - час піднімання газової бульбашки.

При розрахунках рівноваги у системі метал-бульбашка з урахуванням декількох газів використувано вираз

$$P_i = \frac{(m_i/M_i)P}{(m_1/M_1 + m_2/M_2 + \dots + m_i/M_i)}, \quad (8)$$

де m_1, m_2, \dots, m_i – маси газів в газовій суміші, M_1, M_2, \dots, M_i – молекулярні маси цих газів, P – тиск під, яким знаходиться газова суміш.

Розроблений алгоритм дає можливість прогнозувати отримання якісної безперервнолитої заготовки для сталей різного призначення.

Для аналізу появи нітридів використувано вирази змінення вільної енергії та константи рівноваги та також рівняння авторів [18].

Мета і завдання дослідження. Одним з найбільш поширених способів ковшової обробки сталі є продування металу інертними газами та її вакуумування. При цьому відбувається видалення розчинених у металі газів – кисню, водню та частково азоту. Видалення розчиненого кисню здійснюється за рахунок протікання реакції зневуглецювання. Водню та азоту – за рахунок виділення його у вигляді молекул, що утворюють бульбашки газу. Процес масообміну в металі відбувається на межі розділу метал-бульбашка. Заміна частини аргону азотом у газі який використовують для продувки металу призведе до перерозподілу величин і напряму потоків азоту з металу в бульбашці газу, яким продувають метал чи в процесі вакуумування. Тому метою та завданням роботи

є проаналізувати скільки відсотків аргону можливо замінювати на азот для сталей різного сортаменту при ковшовій обробці а також виявити вплив азоту на структуру заготовки та нітридоутворення, і вплив нітридоутворюючих елементів на механічні властивості сталі.

Результати дослідження. Встановлено, що за відсутності азоту в газі яким продувають метал, потік азоту постійно спрямований до газової бу-

льбашки. Це пов'язано з високим тиском стовпу металу, що підвищує парціальний тиск азоту у бульбашках газу, яким здійснюють продувку.

На рисунку 2 наведено зміну вмісту азоту в металі за різних його витрат у продувному газі. При переході від продування чистим аргonom до чистого азоту відносно зниження азоту в сталі підвищується приблизно на 20 %.

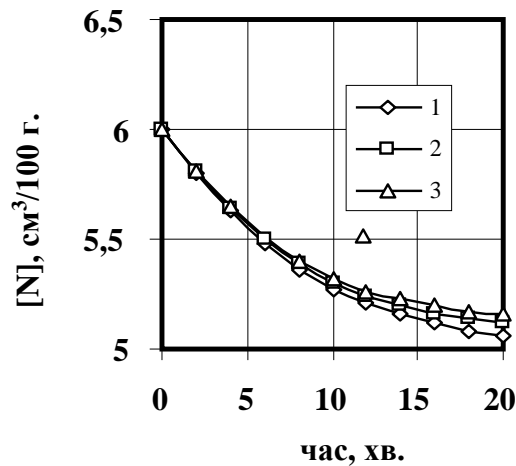


Рисунок 2. Вплив азоту під час продування на зміну вмісту азоту в металі; витрата азоту, м³/хв.: 1 – 0; 2 – 0,2; 3 – 0,4 (сумарна витрата газів 0,4 м³/хв.)

Таке невисоке зниження азоту в сталі пов'язане з тим, що істотна частка азоту видаляється з бульбашками CO і через поверхню металу. Частка видалення азоту з бульбашками CO на початку процесу сягає 90% та поступово знижується до 40%. За рахунок цього, відповідно, зростає частка видалення через поверхню металу. Частка ви-

далення азоту з бульбашками аргону невелика і складає близько 2 – 3 %.

При подальших дослідженнях встановлено у яких долях розподіляється азот між бульбашками CO, аргону та поверхнею металу. На рисунку 3 наведено розподіл азоту з газу, яким продувають метал, по статтям за відносно малих його витрат (близько 25% у газовій суміші).

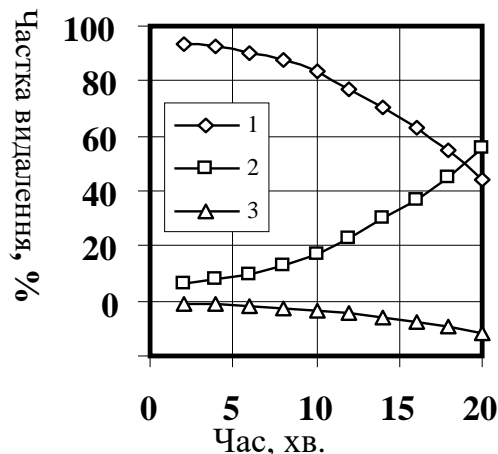


Рисунок 3. Баланс азоту, (%), при використанні суміші азоту (0,1 м³/хв) та аргону (0,3 м³/хв): 1 – видалення в бульбашку CO; 2 – видалення крізь поверхню металу; 3 – надходження до металу.

З'ясовано, що в загальному балансі до кінця процесу близько 10% азоту надходить в метал, але близько 40% видаляється з бульбашками CO і близько 50% видаляється через поверхню. З підвищенням вмісту азоту в газі яким продувають метал до 50%, частка азоту, що надходить у ме-

тал, зростає до 20%. З подальшим збільшенням частки азоту в газі яким продувають метал з 75 до 100%, частка азоту, що надходить в метал, зростає відповідно до 40% і 60%. Отже, заміна аргону азотом у газі яким продувають метал призводить до перерозподілу величин і напрямку по-

токів азоту з металу в бульбашки газу. Частка азоту, що надходить з газу, яким продувають, до металу, при цьому зростає, але перехід азоту з металу в бульбашки CO і через поверхню залишається достатнім, щоб забезпечити загальне зниження концентрації азоту в металі. Тобто, заміна частини аргону азотом у газі, яким продувають метал не повинна суттєво змінити нерівновагу реакцій видалення газів з металу, крім реакції видалення азоту, оскільки реакції видалення газів (крім азоту) принципово не змінюються. Також проаналізовано вплив різних співвідношень аргону та азоту у газовій суміші якою продувають метал. Заміна частини аргону азотом у

газі, яким продувають метал призводить до перерозподілу величин і напряму потоків азоту з металу в бульбашки газу, яким продувають метал. Частка азоту, що надходить з продувального газу в метал, при цьому зростає, але перехід азоту з металу в бульбашки CO і через поверхню залишається достатнім, щоб забезпечити загальне зниження концентрації азоту в металі (рисунк 4). Згідно розрахунку співвідношення азоту і аргону 1 ÷ 3 в суміші газів, яка використовується для продувки сталей не призведе до змін поведінки газів, які знаходяться у металі.

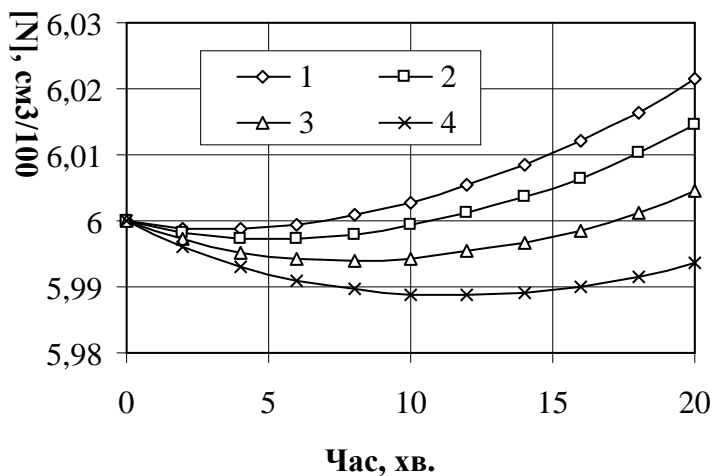


Рисунок 4. Зміна концентрації азоту в металі при різних співвідношеннях аргону і азоту в суміші, якою продувають метал: 1 - аргону 0, азоту 0,1; 2 - аргону 0,2, азоту 0,2; 3 - аргону 0,25, азоту 0,15; 4 - аргону 0,3, азоту 0,1 м³/хв.

При впровадженні запропонованого способу, використання азоту у якості інертного газу яким продувають метал, слід враховувати вибір марок сталі по відношенню впливу азоту на якість металу, пов'язане з появою додаткової кількості нітрідів.

Тож були проведені дослідження направлені на аналіз та з'ясування шляхів уникнення утворення нітриду алюмінію при використанні його у якості розкислювача у металах які продувалися сумішшю газів з підвищеним вмістом азоту, тому що утворення нітриду алюмінію впливає на макроструктуру заготовки та механічні властивості сталі [19].

Досліджували сталь 1008 ASTM, хімічний склад якої після виплавки в ДСП та ковшовій обробки на УКП наступний: C = 0.05 %, Mn = 0.35 %, Cu = 0.20 %, Si = 0.011 %, Ni = 0.12 %, P = 0.02 %, S = 0.014 %, Cr = 0.056 %, N = 0.015 % та інші. У метал вводили алюміній після печі у ківш та на УКП у вигляді SiAl. Питома витрата алюмінію на тону металу склала 1,65 кг. Час обробки металу на УКП склав одну годину. Середня температура металу на УКП дорівнювала 1590 °C. Розливу металу проводили без захисту струменя при те-

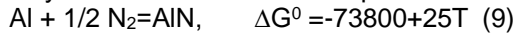
мпературе 1550 °C. Переріз заготовки 125x125 мм.

Проведений аналіз на утворення макроструктурного дефекту за рахунок виділення газової фази при затвердінні заготовки показав неможливість цього процесу, так як при даних умовах максимальний парціальний тиск для існування бульбашки складає біля 19500 Па, а парціальний тиск над металом біля 80000 Па. При такому співвідношенні тисків існує тільки одна можливість це перехід азоту з атмосфери в рідкий розплав у процесі розливання металу, але для переходу азоту з атмосфери до металу необхідна дисоціація молекул азоту на атоми, яка можлива тільки за умови, що температура буде вище 2000 °C. Розливання металу відбувається при 1550 °C тому такий перехід азоту з атмосфери неможливий. Також треба враховувати, що розливання здійснювалося без захисту струменя, але з зануренням розливного стакану під захисним шлаком ці фактори знижують до мінімуму ймовірність переходу азоту в метал.

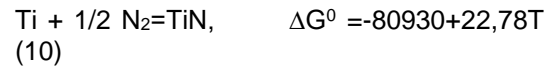
У роботах [20, 21] авторами відмічалось, що випадання нітридної фази при $p_n = 1 \text{ атм}$ та 1600 °C спостерігається при концентраціях титану – 0,29 %, алюмінію – 0,82%, цирконію – 0,093%. Для ви-

значення умов нітридної фази достатньо скористуватися рівнянням, що зв'язує температуру, r_n і концентрацію легуючого елемента $[X]$. Авторами [22] відмічалось, що присадка титану значно знижує вміст азоту в сталі за рахунок утворення нітриду титану, які переходять у шлак.

Реакція утворення нітриду алюмінію супроводжується наступною зміною вільної енергії:



Реакція утворення нітриду титану супроводжується наступною зміною вільної енергії:



Титан при температурі 1550-1600 °C має значно більшу спорідненість до азоту, ніж алюміній. На рисунку пунктирною стрічкою, показано, що при вмісті в рідкому залізі 0,0015-0,002 % титану забезпечується такий рівноважний вміст азоту, при якому не повинно відбуватися утворення нітридів алюмінію.

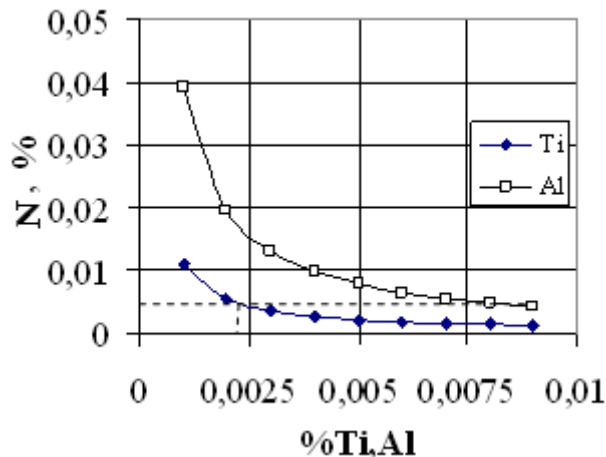


Рисунок 5. Рівноважні вмісти азоту та титану, азоту та алюмінію в металі при температурі 1550 °C.

Аналіз утворення нітридів у сталі 1008, заданого хімічного складу, показав що кількість титану, спорідненість до азоту у якого вища за спорідненість азоту до алюмінію, недостатня (в два рази менше) для нейтралізації утворення нітриду алюмінію (рисунок 5). Тому отримана металева заготовка має макроструктурні дефекти, а також незадовільні механічні властивості.

Обговорення результатів. При аналізі заміни аргону на суміш (аргон+азот) відбувається насичення металу азотом, яке залежить від складу та кількості шлаку при обробці металу на УКП. Виявлено, що основне видалення азоту з металу відбувається при інтенсивному процесі зневуглецювання в бульбашку CO. Тому чим довше відбувається процес зневуглецювання, тим більше азоту залишить метал, але при виробництві сталей необхідно дотримуватися марочного вмісту вуглецю та азоту.

Таким чином, використовувати суміш, що містить азот, можливо за рахунок ведення процесу обробки металу під спіненим шлаком на установці ківш-піч для отримання більш широкого класу сталей з низьким вмістом вуглецю. Спінений шлак представляє сукупність бульбашок монооксиду та діоксиду вуглецю, розділених тонкими прошарками шлаку. Розмір бульбашок, що становлять дисперсну фазу, лежить в межах від часток до кількох сантиметрів. Утворення та стійкість спіненого шлаку залежить від його фізико-хімічних властивостей (в'язкість, поверхневий натяг, температура), інтенсивності, місця газовиді-

лення та розподілу газових бульбашок за розмірами. Спінювання шлаку впливає лише на вміст азоту в металі [23]. Добре спінювання призводить до зниження вмісту азоту на 10-20 ppm до рівня близько 30 ppm за рахунок інтенсивнішого процесу зневуглецювання і за рахунок захисту поверхні металу від атмосфери. Але треба враховувати і відоме негативне явище спінюваності шлаку - викиди шлаку з ківшу.

Вивчення впливу шлакового покриву поверхні металу на видалення газів (водню та азоту) показало, що при використанні аргону у якості газу, яким продувають метал на установці ківш-піч, при зниженні інтенсивності процесу зневуглецювання для більш повного видалення газів поверхня металу повинна бути відкритою від шлаку. Але при цьому постійно відбуватиметься паралельний процес переходу газу з атмосфери в метал (переважно для азоту), оскільки шлак є захисним покривом металу від атмосфери.

Заміна частини аргону азотом в газі призводить до перерозподілу величин і напряму потоків азоту з металу в бульбашки газу, яким продувають метал. Щоб забезпечити загальне зниження концентрації азоту в металі також необхідно мати низький залишковий тиск над металом та відповідні вимоги щодо вмісту азоту в металі [24].

Беручи до уваги можливість утворення бульбашки, що складається з двох газів CO і N₂, розрахунками показано що значення тиску CO + N₂ складо близько 82000 Па, що менше 1 атм. Таким чином, при виплавці сталі 1008 не виявлено умов

для утворення бульбашок при підвищеному вмісті азоту в металі на випуску. Проведені розрахунки та дослідження підтверджують висловлювання автора [10], що на відміну від водню азот практично ніколи не виділяється з металу в процесі кристалізації і ніколи не є причиною утворення бульбашок, пористості. Однак, підвищення вмісту алюмінію та азоту в сталі призводять до утворення специфічних макродефектів [22], що негативно впливають на пластичну деформацію металу і погіршують механічні властивості. Утворення нітриду алюмінію може відбуватися під час кристалізації сталевого зливка [22]. Алюміній та азот утворюють нітрид алюмінію AlN з температурою плавлення близько $2100\text{ }^{\circ}C$. Термодинамічний розрахунок показує, що за допомогою достатніх кількостей присадженого титану можливо нейтралізувати дію азоту в сталях, що містять алюміній, і тим самим сприяти усуненню дефектів та покращенню якості литої заготовки. Також можливо використовувати суміш газів при вакуумуванні сталей бо доведено що вміст CO і водню в бульбашках продувного газу не залежить від співвідношення у ньому аргону і азоту [25].

Висновки. Використання спіненого шлаку при позапічній обробці металу на установці ківш-піч дозволить розширити асортимент сталей, що виплавляються з використанням у якості газу яким продувають метал - азот або його суміш з аргонном, при цьому значно знизиться собівартість одержуваного продукту і не змінять властивості металу. Використання моделі дозволить розширити сортамент сталей до яких можливо застосувати у якості продувного газу азот чи використовувати у якості інертного газу суміш газів аргону та азоту у різному співвідношенні при обробці сталі.

При розкисленні та легуванні сталей алюмінієм позапічна обробка яких здійснюється газовою сумішшю необхідно враховувати вплив на утворення нітридів таких елементів як титан та цирконій бо вони можуть надходити в метал з шихтою і можуть позитивно впливати на механічні показники якості через те що спорідненість до кисню в них невелика, у порівнянні з алюмінієм та титаном, а з азотом вища чим у алюмінію та титану.

Бібліографічний опис.

1. Чуран Г. М., Свяжин А. Г., Вишкарев А. Ф., Явойский В. Н. Растворимость азота в жидком железе // Металл. – 1970. – С. 51-57.
2. Свяжин А.Г. Исследование некоторых физико-химических свойств жидкого железа и сплавов железо-углерод с применением безтигельной плавки // Теория и технология новых процессов в производстве стали. – 1968. - С. 5 -24.
3. Schwerdtfeger K. Diffusion of Oxygen and Nitrogen in Liquid Iron // Trans. Met. Soc. AIME, 1967. -Vol. 239. - №2 - p. 134.
4. Schenck H., Steinmetz E. Chemische Aktivitäten von Bor und Stickstoff im flüssigen Bereich des System Eisen – Bor – Stickstoff // Arch. Eisenhüttenwese. - 39. - 1968. - P. 255.
5. Gomersall D. W., Ward R.G. The Solubility of Nitrogen in Liquid Iron – Carbon Alloys // Trans. Met. Soc. AIME. - 1968. - vol. 242. - P. 1309.
6. Pilliod C. F. Variables Affecting the Nitrogen Content of Carbon and Low Alloy Acid Electric Arc Furnace Steels, 46th Electric Furnace Conference Proceedings // Pittsburgh (USA): The Iron and Steel Society, 1988. - P. 107-110.
7. Меджибожский М. Я. Основы термодинамики и кинетики сталеплавильных процессов. – Киев - Донецк: Вища школа. Головное издательство, 1986. - 280с.
8. Лопухов Г. А. Вспенивание шлака при плавке стали в дуговых печах. Фундаментальные исследования физико-химия металлических расплавов / Г.А. Лопухов // М.: ИЦК «Академкнига», 2002. - 469с.
9. Морозов А.Н. Современный мартеновский процесс. – Свердловск: Издательство литературы по чёрной и цветной металлургии, 1961. - 600 с.
10. Явойский В.И. Теория процессов производства стали. - М.: Гос –науч-тех. изд. материалов по чёрной и цветной металлургии, 1963. - 817 с.
11. Свяжин А.Г., Киндоп В.Э., Романович Д.А. и др. Технология производства стали с низким содержанием азота // Труды 6 конгресса сталеплавильщиков. М.: Черметинформация, 2002. - С. 71 - 77.
12. Киндоп В.Э., Свяжин А.Г. Математическая модель поведения азота при кислородно-конвертерном процессе // Труды 6 конгресса сталеплавильщиков. М.: Черметинформация, 2002.- С.66-71.
13. Розвиток сектора чорної металургії в Україні. Аналітичний огляд. -Київ: Міленіум, 2004. - 110 с.
14. Г.Г. Ефименко, В.Н. Нецадим, М.И. Цымбал, Т.Н. Павлышин и др. Анализ развития и технико-экономические проблемы прогресса производства стали в мире. – Днепропетровск: ДМетИ, 1993. -227с.
15. Яковлев Ю.Н., Голуб И.В. Особенности поведения азота при его использовании в качестве продувочного газа // II International Conference "Strategy of Quality in Industry and Education". – Varna. (Bulgaria). -2006. - V.2. - P. 144-147.
16. Величко А.Г. Теория и практика внепечной обработки металла. Учебн. Пособие. – Днепропетровск: ГМетАУ, 1998. – 103с.
17. Камкіна Л.В., Мішалкін А.П., Камкін В.Ю., Грищенко Ю.М., Ісаєва Л.Є. Зменшення шкідливого впливу азоту на властивості низьковуглецевої сталі 08Ю шляхом підбору раціональної кількості нітридоутворюючих елементів/ Теорія і практика металургії, Дніпро, 2019, №6, с. 17-24. (<https://doi.org/10.34185/tpm.6.2019.03>)
18. Помарин Ю. М., Григоренко Г. М. Уравнение для расчёта растворимости азота в бинарных и многокомпонентных сплавах железа. //Тезисы докладов. Республиканская научно-техническая конференция. Днепропетровск. - 1987. – С. 31 - 32.
19. Фазові перетворення в спеціальних легованих сталях. Навчальний посібник / Куцова В.З., Ковзель М.А., Носко О.А. – Дніпропетровськ: НМетАУ, 2007. – 132 с
20. Carney D. J. Gases in Metals // Amtr. Sos. for Met., Cleveland, Ohio, 1952. - P 24-27.
21. Григорян В.А., Белянчиков Л.Я., Стомахин А.Я. Теоретические основы электросталеплавильных процессов. - М.: Металлургия, 1987. - 272 с.
22. Гуревич Ю.Г. Нейтрализация влияния азота на качество сталей. // Металлургия стали. Сборник статей. Т 2. Изд. Сибирского металлургического института. - 1958. - С. 31-35.
23. Курагин С.В., Шкирмотов А.П. Эффективность обработки жидкой стали за рубежом./ Ин-т Черметинформация. – М., 1990.
- Камкіна Л. В., Пройдак Ю. С., Стовлченко А.П., Голуб И. В. Совершенствование процессов дегазации стали при внепечной обработке / Л. В. Камкіна, Ю. С. Пройдак, А.П.Стовлченко, И. В. Голуб // XV Miedzynarodowa Konferencja Naukowo-Techniczna "Produkcja i zarzadzanie w hutnictwie" Zakopane 27-30.06 2007 czesc 1 pp. 107-111

Яковлев Ю.Н., Голуб И.В. Исследование на математической модели удаление газов из стали при вакуумировании с продувкой металла газовыми смесями /Ю.Н. Яковлев, И.В. Голуб/ ПДТУ Весник №15, Мариуполь, 2005, с.37-40.

References.

1. Churan G. M., Svyazhin A. G., Vishkarev A. F., Yavoyskiy V. N. Solubility of nitrogen in liquid iron // Metall. - 1970. - P. 51-57.
2. Svyazhin A. G. Study of some physicochemical properties of liquid iron and iron-carbon alloys using crucibleless melting // Theory and technology of new processes in steel production. . - 1968. - P. 5-24.
3. Schwerdtfeger K. Diffusion of Oxygen and Nitrogen in Liquid Iron // Trans. Met. Soc. AIME, 1967. -Vol. 239. - №2 - p. 134.
4. Schenck H., Steinmetz E. Chemische Aktivitäten von Bor und Stickstoff im flüssigen Bereich des System Eisen – Bor – Stickstoff // Arch. Eisenhüttenwese. - 39. - 1968. - P. 255.
5. Gomersall D.W., Ward R.G. Te Solubility of Nitrogen in Liquid Iron – Carbon Alloys // Trans. Met. Soc. AIME. - 1968. - vol. 242. - P. 1309.
6. Pilliod C. F. Variables Affecting the Nitrogen Content of Carbon and Low Alloy Acid Electric Arc Furnace Steels, 46th Electric Furnace Conference Proceedings // Pittsburgh (USA): The Iron and Steel Society, 1988. - P. 107-110.
7. Medzhibozhsky M. Ya. Fundamentals of Thermodynamics and Kinetics of Steelmaking Processes. - Kyiv - Donetsk: Vishcha shkola. Main Publishing House, 1986.- 280 p.
8. Lopukhov G. A. Foaming of Slag during Melting of Steel in Arc Furnaces. Fundamental Research on the Physicochemistry of Metallic Melts / G.A. Lopukhov // М.: ИЦК «Акадекнига», 2002. - 469 p.
9. Morozov A. N. Modern open-hearth process. - Sverdlovsk: Publishing house of literature on ferrous and non-ferrous metallurgy, 1961. - 600 p.
10. Yavoyskiy V. I. Theory of steel production processes. - М.: State scientific and technical publication of materials on ferrous and non-ferrous metallurgy, 1963. - 817 p.
11. Svyazhin A. G., Kindop V. E., Romanovich D. A. et al. Technology of production of steel with low nitrogen content // Proceedings of the 6th congress of steelmakers. М.: Chermetinformatiya, 2002. - P. 71 - 77.
12. Kindop V. E., Svyazhin A. G. Mathematical model of nitrogen behavior in the oxygen-converter process // Proceedings of the 6th congress of steelmakers. Moscow: Chermetinformatiya, 2002. - P.66-71.
13. Development of the ferrous metallurgy sector in Ukraine. Analytical review.- Kiev: Millenium, 2004. - 110 p.
14. G. G. Efimenko, V. N. Neshchadim, M. I. Tsymbal, T. N. Pavlyshin, et al. Analysis of development and technical and economic problems of progress in steel production in the world. - Dnepropetrovsk: DMetl, 1993. - 227 p.
15. Yakovlev Yu. N., Golub I. V. Features of nitrogen behavior when used as a purge gas // II International Conference "Strategy of Quality in Industry and Education". – Varna. (Bulgaria). -2006. - V.2. - P. 144-147.
16. Velichko A.G. Theory and practice of out-of-furnace metal processing. Textbook. – Dnepropetrovsk: GMetAU, 1998. – 103 p.
17. Kamkina L.V., Mishalkin A.P., Kamkin V.Yu., Grishchenko Yu.M., Isayeva L.Ye. Replacement of the wasteful influx of nitrogen on the power of low-carbon steel 08 by the way of selecting a rational amount of nitride-containing elements / Theory and practice of metallurgy, Dnipro, 2019, No. 6, p. 17-24. (<https://doi.org/10.34185/tpm.6.2019.03>)
18. Pomarin Yu. M., Grigorenko G. M. Equation for calculating the solubility of nitrogen in binary and multicomponent iron alloys. // Abstracts of reports. Republican scientific and technical conference. Dnepropetrovsk - 1987. – P. 31 - 32.
19. Phase transformations in special alloy steels. Initial guide / Kutsova V.Z., Kovzel M.A., Nosko O.A. – Dnipropetrovsk: NMetAU, 2007. – 132 p.
20. Carney D. J. Gases in Metals // Amtr. Sos. for Met., Cleveland, Ohio, 1952. - P 24-27.
21. Grigoryan V.A., Belyanchikov L.Ya., Stomakhin A.Ya. Theoretical foundations of electric steelmaking processes. - Moscow: Metallurgy, 1987. - 272 p.
22. Gurevich Yu.G. Neutralization of nitrogen influence on steel quality. // Metallurgy of steel. Collection of articles. T 2. Publ. Siberian Metallurgical Institute. - 1958. - P. 31-35.
23. Kuragin S.V., Shkirmotov A.P. Efficiency of liquid steel processing abroad. / Institute of Chermatinformatiya. - М., 1990.
24. Kamkina L.V., Proydak Yu.S., Stovpchenko A.P., Holub I.V. Improving steel degassing processes during out-of-furnace treatment / L.V. Kamkina, Yu.S. Proydak, A.P.Stovpchenko, I.V. Golub // XV Miedzynarodowa Science-Technical Conference "Production of metallurgy in hutnictwie" Zakopane 27-30.06 2007 czesc 1 pp. 107-111
25. Yakovlev Yu.N., Holub I.V. Research on a mathematical model of gas removal from steel during vacuumization with blowing of metal with gas mixtures /Yu.N. Yakovlev, I.V. Golub/ PDTU Bulletin No. 15, Mariupol, 2005, pp. 37-40.

УДК 669.162.24:621.928.2

Засельський В. Й., Пополов Д. В.

Математична модель руху сіячої поверхні грохоту в умовах її ударно-вібраційної дії

Zaselskyi V., Popolov D.

A mathematical model of the motion of the screening surface under the conditions of its impact vibration action

У статті представлений комплексний підхід до вирішення актуальної проблеми підвищення ефективності грохочення шихтових матеріалів, що має важливе значення для металургійного виробництва. Метою досліджень є розробка математичної моделі руху вільно укладеної сіячої поверхні грохоту в умовах її вібраційно-ударної дії. Для досягнення поставленої мети в роботі використовується поетапний системний аналіз теоретичного дослідження руху сіячої поверхні, котра розглядається як матеріальна точка, рух якої обмежено певним інтервалом, і розбитий на шість характерних етапів, кожен з яких аналізується окремо. У результаті дослідження було розроблено диференціальне рівняння руху сіячої поверхні та отримано залежності, які дозволяють описати її рух у різних динамічних станах враховуючи сили інерції, пружні деформації, сили тяжіння та тертя. Визначені умови, за яких відбувається резонанс і підвищується інтенсивність підкидання сита. Це дозволяє мінімізувати явище забиття отворів сіячої поверхні, що, у свою чергу, підвищує ефективність процесу відсіву. Наукова новизна дослідження полягає в розробці нової математичної моделі, яка описує рух вільно укладеної сіячої поверхні в умовах її вібраційно-ударної дії. Це дозволяє вперше детально вивчити процеси, що відбуваються під час грохочення, і визначити оптимальні умови для зменшення забиття отворів сіячої поверхні. Результати цього дослідження можуть бути використані для вдосконалення процесу підготовки залізовмісної сировини до переплаву, що є актуальним завданням для металургійної промисловості. Застосування розробленої математичної моделі дозволить підвищити ефективність відсіву дріб'язкових фракцій, зменшити забиття отворів сіячої поверхні, що покращить загальну якість металургійних процесів. Це, в свою чергу, сприятиме економії ресурсів та зниженню витрат у виробництві.

The article presents an integrated approach to solving the actual problem of increasing the efficiency of screening charge materials, which is important for metallurgical production. The aim of the research is to develop a mathematical model of the motion of a loosely stacked screening surface under the conditions of its vibration and impact action. To achieve this goal, we have used a step-by-step systematic analysis of the theoretical study of the motion of the sieving surface, which is considered as a material point whose motion is limited to a certain interval, and is divided into six characteristic stages, each of which is analyzed separately. As a result of the study, the following were developed a differential equation of motion of the sowing surface and obtained dependencies that allow us to describe its motion in different dynamic states, taking into account the forces of inertia, elastic deformation, gravity, and friction. The conditions under which resonance occurs and the intensity of the sieve tossing increases. This allows minimizing the phenomenon of clogging of the holes of the sieving surface, which, in turn, increases the efficiency of the turn, increases the efficiency of the screening process. The scientific novelty of the study is the development of a new mathematical model that describes the movement of a loosely of a loosely laid sowing surface under the conditions of its vibration and impact action. This allows us to for the first time to study in detail the processes occurring during screening, and to determine the optimal conditions for reducing clogging of the seeding surface holes. The results of this study can be used to improve the process of preparing iron-containing raw materials for remelting, which is an urgent task for the metallurgical industry. The application of the developed mathematical model will increase the efficiency of screening out fines and fractions, reduce clogging of the holes of the screening surface, which will improve the overall quality of metallurgical processes. This, in turn, will help save resources and reduce production costs.

Вступ

В даний час якість підготовки шихтових матеріалів металургійного виробництва в значній мірі залежить від ефективності відсіву дріб'язкових фракцій (0...5 мм) з залізовмісної сировини. Як показує досвід експлуатації різноманітних типів грохотів, збільшення ефективності грохочення шихтових матеріалів утруднене суттєвим забиванням отворів сіячих поверхонь, що не дозволяє підвищити якість підготовки залізовмісної сировини до переплаву.

Вочевидь для практиків і науковців стає необхідним генерувати, досліджувати та використовувати нові ідеї, які б дозволили зменшити забиття сіячих поверхонь грохоту та збільшити ефективність відсіву некондиційних фракцій металургійної шихти перед доменною плавкою. Тому роботи направлені на інтенсифікацію процесу грохочення шляхом зменшення забиття отворів сіячих по-

верхонь грохоту, які використовуються для відсіву дріб'язкового класу в залізовмісних шихтових матеріалах на сьогодні є актуальним завданням.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми

Інтенсифікації процесу грохочення мінеральної сировини присвячено багато дослідницьких робіт. Головним чином вони стосуються того, як відповісти на питання, яким способом підвищити динамічні показники робочого органу грохоту або його сіячої поверхні, щоб зменшити її захаращеність чи забиття отворів важкопрохідними частинками [1-5]. До грохотів такого типу можна віднести машини з рухливими сіячами поверхнями, у котрих коливання від віброзбудників частотою у 100 Гц передаються безпосередньо сіячій поверхні, котра жорстко закріплена на коробі [6], у інших, процес грохочення інтенсифікується за ра-

хунок підвищення прискорень, або згину та розтягу сіячої поверхні [7-11]. Також слід відзначити резонівні сіячі поверхні розроблені Інститутом геотехнічної механіки ім. М. С. Полякова Національної академії наук України, котрі використовують явища резонансу на натягнутих струнах. Такі сіячі поверхні забезпечують зниження забиття та захарченості її отворів, однак їх використання не можливе для умов шихтопідготовчих відділень металургійного виробництва оскільки вони мають недостатню надійність і конструктивну складність [12-14].

Для різноманітних динамічних схем вібраційних грохотів і встановлених на них сіячих поверхонь було виконано багато теоретичних досліджень та розроблено математичних моделей руху робочих органів, в той же час для грохотів сіяча поверхня котрих вільно розташована на його коробі таких досліджень проведено не було. Але для удосконалення шихтових грохотів, які фракціонують за-

лізовмісну металургійну шихту, такі дослідження є дуже важливими.

Мета і завдання досліджень

Мета роботи полягає в розробці математичної моделі руху вільно укладеної сіячої поверхні при вібраційно-ударній дії на неї для зменшення забиття її отворів важкопрохідними частинками.

Матеріали та методи досліджень

При розробці математичної моделі руху сіячої поверхні грохота в умовах її вібраційно-ударної дії теоретичні дослідження виконувались з використанням поетапного системного аналізу. На рис. 1 наведена загальна розрахункова схема руху сіячої поверхні, де умови зв'язку, котрі прикладені до неї, дозволяють обмежити її рух в проміжку δ_h .

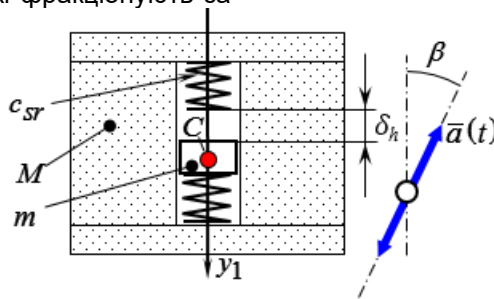


Рисунок 1 – Загальна розрахункова схема

Саму сіячу поверхню представляємо в якості матеріальної точки С розташованої в центрі мас системи, що розглядається, а її пружну деформацію приймаємо за усереднену деформацію пружних елементів з жорсткістю c_{sr} . Масу коробки позначено як M , а масу сіячої поверхні з центром мас в точці С як m . Тоді на точку С може бути поспідовно накладено два односторонні зв'язки, при вибранні проміжку δ_h вздовж вісі y_1 . Ці зв'язки виникають по мірі зіткнення маси m з нижньою та верхньою площинами внутрішньої поверхні швелероподібного підситника. Розділимо процес циклічного руху механічної системи, при коливаннях коробки, на шість характерних етапів.

Приймаємо, що в початковому положенні маса m знаходиться в статичній рівновазі, спираючись на нижню площину підситника.

Результати досліджень

Розглянемо перший етап руху сіячої поверхні. В цьому випадку матеріальна точка спирається на пружну основу відомої жорсткості (рис. 2), а її рух приймаємо таким, що повністю підкорюється руху коробки. Маса коробки вважається настільки переважуючою над масою матеріальної точки, що зміною закону руху коробки при взаємодії з точкою можна знехтувати.

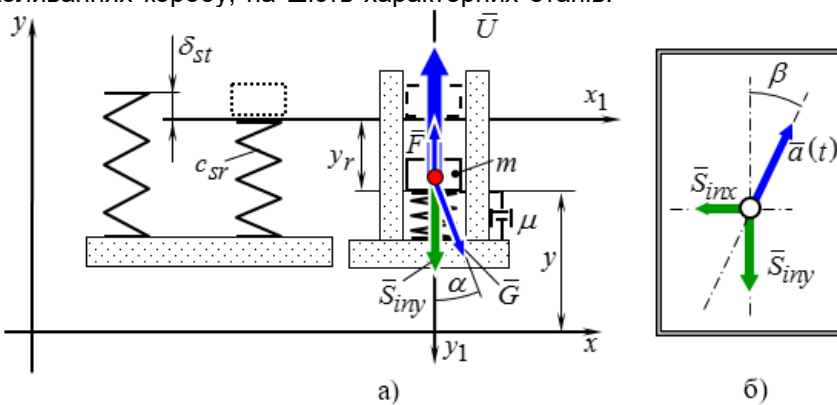


Рисунок 2 – Розрахункові схеми при спільному розгоні коробу та сіячої поверхні (а), для визначення напрямку сил інерції (б)

Нехай рух коробу відповідає гармонійному закону, характерному для однорідного вібраційного поля з лінійним полем траєкторій його точок, що є законом переносного руху

$$\begin{cases} x_e(t) = A \cdot \sin(\omega t) \cdot \sin \beta \\ y_e(t) = A \cdot \sin(\omega t) \cdot \cos \beta, \end{cases} \quad (1)$$

де A – амплітуда коливань вздовж напрямку руху, м; ω – кругова частота коливань коробу, c^{-1} ; β – кут вібрації точок коробу (від нормалі к сіячої поверхні до лінії вібрації).

Тоді, у відповідній системі координат x_1y_1 (див. рис. 2) сили інерції переносного руху у відповідності до (1)(1) будуть мати абсолютну величину

$$\begin{cases} S_{inx} = m \cdot A \cdot \sin \beta \cdot \omega^2 \cdot \sin(\omega t) \\ S_{iny} = m \cdot A \cdot \cos \beta \cdot \omega^2 \cdot \sin(\omega t). \end{cases} \quad (2)$$

Оскільки, в цьому динамічному стані системи розглядалась лише пружна деформація сіячої поверхні при нерухомому її периметрі, то силою інерції вздовж вісі x_1 будемо нехтувати.

Тоді, основний закон динаміки для відносного руху запишеться у вигляді

$$m \cdot \ddot{y}_r = -U + S_{iny} + G \cdot \cos \alpha - F, \quad (3)$$

де \ddot{y}_r – відносне прискорення точки, m/c^2 ; α – кут нахилу сіячої поверхні до горизонту, град; U – сила пружності пружини, еквівалентна пружності сіячої поверхні, яка визначається за формулою

$$U = c_{sr} \cdot y_r H; \quad (4)$$

G – сила тяжіння

$$G = m \cdot g, H, \quad (5)$$

де m – маса матеріальної точки (сіячої поверхні); g – прискорення вільного падіння, m/c^2 ; F – сила в'язкого супротиву

$$F = \mu \cdot \dot{y}_r H, \quad (6)$$

де μ – коефіцієнт в'язкого тертя, $кг/с$.

Зважаючи на те, що сила тяжіння G компенсується силою пружності матеріалу — складають зрівноважену систему сил, то згідно аксіоми 2 статки [15] їх можна відкинути, що дає змогу розглядати лише динамічну складову.

Перетворюємо вираз (3), враховуючи вищевикладене та вирази (2), (4-6)

$$\ddot{y}_r + \frac{\mu}{m} \cdot \dot{y}_r + \frac{c_{sr}}{m} \cdot y_r = A \cdot \cos \beta \cdot \omega^2 \cdot \sin(\omega t). \quad (7)$$

Рішення диференційного рівняння (7) виконувалось за методикою, викладеною [16], для зручності були введені наступні позначення

$$\frac{\mu}{m} = 2 \cdot h; \quad (8)$$

$$\frac{c_{sr}}{m} = k^2; \quad (9)$$

$$A \cdot \cos \beta \cdot \omega^2 = H. \quad (10)$$

Тоді вираз (7) прийме вигляд

$$\ddot{y}_r + 2 \cdot h \cdot \dot{y}_r + k^2 \cdot y_r = H \cdot \sin(\omega t). \quad (11)$$

Рішення диференційного рівняння (11) дозволяє визначити закон відносного руху матеріальної точки при першому виді динамічного стану

$$y_r = e^{-ht} \left[\frac{\dot{y}_{r0} + y_{r0}h}{\sqrt{k^2 - h^2}} \sin(t \cdot \sqrt{k^2 - h^2}) + y_{r0} \cdot \cos(t \cdot \sqrt{k^2 - h^2}) \right] - e^{-ht} \left[\frac{D}{\sqrt{k^2 - h^2}} (h \cdot \sin \gamma + \omega \cdot \cos \gamma) \cdot \sin(t \cdot \sqrt{k^2 - h^2}) + D \cdot \sin \gamma \cos(t \cdot \sqrt{k^2 - h^2}) \right] + D \cdot \sin(\omega t + \gamma), \quad (12)$$

де \dot{y}_{r0} – початкова відносна швидкість матеріальної точки, м/с; y_{r0} – початкова координата відносного положення матеріальної точки.

Для спрощення у виразі (12) були введенні додаткові позначення

$$D = \frac{H}{k^2 \sqrt{\left| \left(1 - \frac{\omega^2}{k^2} \right) \right| + 4 \cdot \frac{h^2 \cdot \omega^2}{k^4}}}; \quad (13)$$

$$\gamma = -\arctg\left(\frac{2 \cdot h \cdot \omega}{k^2 - \omega^2}\right). \quad (14)$$

На підставі отриманого рішення був визначений коефіцієнт динамічності підчас відносного розгону сита

$$K_{din} = \frac{1}{\sqrt{\left| \left(1 - \frac{\omega^2}{k^2} \right) \right| + 4 \cdot \frac{h^2 \cdot \omega^2}{k^4}}}, \quad (15)$$

який приймає максимальне значення за умови

$$\frac{\omega}{k} = \sqrt{1 - 2 \cdot \frac{h^2}{k^2}}. \quad (16)$$

А його максимальне значення дорівнює

$$[K_{din}]_{max} = \frac{1}{2 \cdot \frac{h}{k} \sqrt{\left| \left(1 - \frac{h^2}{k^2} \right) \right|}} \quad (17)$$

З отриманих залежностей можна зробити висновок, що при

$$\frac{\omega}{k} = \omega \cdot \sqrt{\frac{m}{c_{sr}}} = 1 \quad (18)$$

спостерігається явище резонансу. При цьому, якщо

$$\frac{h}{k} = \frac{\mu}{2 \cdot \sqrt{m \cdot c_{sr}}} = 0, \quad (19)$$

то при виконанні умови (18) коефіцієнт динамічності $K_{din} = \infty$.

При умові, що дотримується нерівність

$$\left(\frac{h}{k}\right)^2 \geq \frac{1}{2} \Rightarrow \frac{\mu^2}{4 \cdot m \cdot c_{sr}} \geq \frac{1}{2}, \quad (20)$$

явище резонансу зникає.

Незважаючи на односторонній зв'язок процес пружних коливань не підтримується через розрив зв'язку, тенденція до виникнення явища резонансу дозволяє забезпечити інтенсивне підкидання сита. Таким чином, на початковому етапі необхідно забезпечити умову

$$\omega \sqrt{\frac{m}{c_{sr}}} = 1; \tag{21}$$

$$\frac{\mu}{2\sqrt{m \cdot c_{sr}}} \rightarrow \min. \tag{22}$$

Відрив сита від нижньої площини внутрішньої поверхні підситника в кінці першого етапу характерний тим, що в цей момент, при відсутності сили тертя, сила пружності пружини, як реакція опори, дорівнює нулю, а координати точки дорівнюють знятої статичної деформації опори. Тоді умова відриву з урахуванням спрямованості вісі відносної системи координат x_1y_1 (див. рис. 2) прийме вид

$$\ddot{y}_r = g \cdot \cos \alpha, \tag{23}$$

чи

$$y_{r1} = -\frac{m \cdot g}{c_{sr}} \cdot \cos \alpha. \tag{24}$$

Кінець першого етапу циклічного руху системи визначається підстановкою виразу (24) в (12), розв'язування утвореного рівняння чисельним методом дозволяє визначити момент t_1 відриву матеріальної точки від опори, а похідна за часом від (24) з врахуванням t_1 дозволяє визначити кінцеву швидкість V_1 наприкінці першого етапу.

Таким чином, отримані залежності дозволяють визначити початкові умови — швидкість і координати матеріальної точки, для переходу до математичного опису другого динамічного стану системи.

Розглянемо другий етап. В цьому випадку короб і сіяча поверхня, котра має один ступінь свободи у нормальному до опорної поверхні швелероподібного підситника напрямку, рухаються роздільно.

Після відриву матеріальної точки від опорної поверхні вона переміщується в просторі, утвореним підситником, під дією сили тяжіння (5) та тертя

$$R = k \cdot N \text{ Н}, \tag{25}$$

де k – коефіцієнт тертя спокою пари «сіяча поверхня – стінки підситника»; N – сила нормальної реакції стінки підситника, Н;

у абсолютній системі координат $xу$, та під дією додаткових сил інерції (2)(2) у відносній системі координат x_1y_1 (рис. 3), що виникають від переносного руху коробу за законом динаміки для відносного руху матеріальної точки. Таким чином, для заданої схеми прикладання сил, вибраного напрямку осей координат (див. рис. 3) у відповідності до основного закону динаміки відносного руху точки, маємо

$$\begin{cases} G \cdot \sin \alpha + N - S_{inx} = 0 \\ G \cdot \cos \alpha - R + S_{iny} = m \cdot \ddot{y}_r \end{cases} \tag{Помилка! У документі відсутній текст указанного стилю..1)}$$

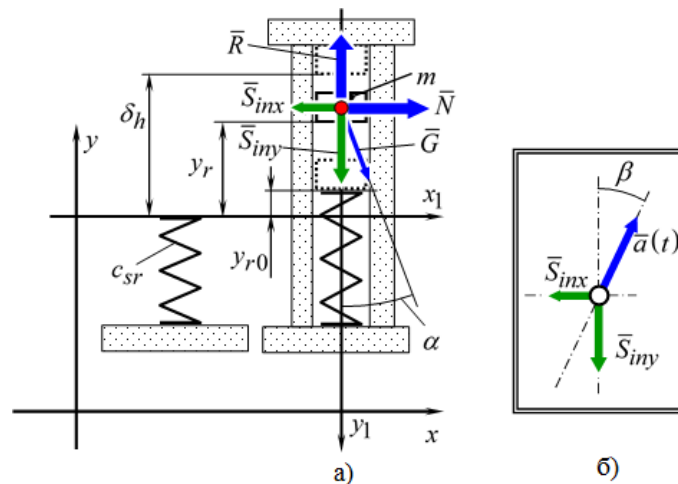


Рисунок 3 – Розрахункова схема ковзання сіячої поверхні в просторі, утвореним підситником, (а) та визначення напрямку сил інерції (б)

Перетворимо вираз (26) враховуючи (2), (5), (25)

$$\begin{cases} m \cdot g \cdot \sin \alpha + N - m \cdot A \cdot \sin \beta \cdot \omega^2 \cdot \sin(\omega t) = 0 \\ m \cdot g \cdot \cos \alpha - k \cdot N + m \cdot A \cdot \cos \beta \cdot \omega^2 \cdot \sin(\omega t) = m \cdot \ddot{y}_r \end{cases} \quad (27)$$

З першого рівняння системи (27) визначаємо нормальну реактивну силу

$$N = m \cdot A \cdot \sin \beta \cdot \omega^2 \cdot \sin(\omega t) - m \cdot g \cdot \sin \alpha. \quad (28)$$

Підставимо знайдене значення в друге рівняння системи (27), представляючи відносне прискорення точки \ddot{y}_r через швидкість відносного руху матеріальної точки вздовж простору, утвореному підситником, $\dot{V}_{ry}(t)$

$$\dot{V}_{ry}(t) = g \cdot (\cos \alpha + k \cdot \sin \alpha) + A \cdot \omega^2 \cdot \sin(\omega t) \cdot (\cos \beta - k \cdot \sin \beta). \quad (29)$$

Розв'язання диференційного рівняння (29), враховуючи початкову швидкість процесу відносного руху, яка дорівнює кінцевій швидкості точки на попередньому етапі в момент розриву зв'язку між сіячою поверхнею та опорною поверхнею підситника, яка визначається диференціюванням рівняння (24) враховуючи t_1 , дозволяє отримати швидкість відносного руху матеріальної точки вздовж простору, утвореному підситником

$$V_{ry}(t) = g \cdot (\cos \alpha + k \cdot \sin \alpha) \cdot t - A \cdot \omega \cdot \cos(\omega t) \times (\cos \beta - k \cdot \sin \beta) + V_{r1}. \quad (30)$$

Після інтегрування отриманого виразу (30) будемо мати закон відносного руху матеріальної точки на етапі її переміщення в просторі, утвореному швелероподібним підситником при початковій координаті y_{r1} , яка є координатою розриву зв'язку між сіячою поверхнею та опорною поверхнею швелероподібного підситника на попередньому етапі

$$y_r(t) = 0,5 \cdot g \cdot (\cos \alpha + k \cdot \sin \alpha) \cdot t^2 - A \cdot \sin(\omega t) \times (\cos \beta - k \cdot \sin \beta) + V_{r1} \cdot t + y_{r1}. \quad (31)$$

Кінцеві параметри даного етапу визначаються з системи алгебраїчних рівнянь, утворених на підставі виразів (30) та (31).

$$\begin{cases} V_{r2} = g \cdot (\cos \alpha + k \cdot \sin \alpha) \cdot t_2 - A \cdot \omega \cdot \cos[\omega \cdot (t_2 + t_1)] \times (\cos \beta - k \cdot \sin \beta) + V_{r1} \\ -\delta_h = 0,5 \cdot g \cdot (\cos \alpha + k \cdot \sin \alpha) \cdot t_2^2 - A \cdot \sin[\omega \cdot (t_2 + t_1)] \times (\cos \beta - k \cdot \sin \beta) + V_{r1} \cdot t_2 + y_{r1} \end{cases} \quad (32)$$

В системі (32) у тригонометричному виразі, яке визначає гармонійний закон руху коробки, використовується абсолютний час руху, котрий відраховується від нульового початкового моменту — це сума тривалості першого та другого станів руху $t_2 + t_1$.

На третьому етапі сіяча поверхня впирається у верхню опорну площину підситника та зупиняється. Частина сіячої поверхні, що не контактує з опорною площиною підситника продовжує рух у тому ж напрямку прогинаючись, в межах пружності сіячої поверхні, досягаючи максимально можливої стрілу прогину. Після досягнення максимального прогину починається четвертий етап руху сіячої поверхні — її відскоку від верхньої опорної площини підситника під дією сили пружності. При цьому опорна поверхня сита залишається неру-

хомою, переміщується лише розтягнуте тіло сіячої поверхні.

Зважаючи на це в розрахунковій схемі сил, прикладених до матеріальної точки (рис. 4), допустимо виключити взаємо урівноважені між собою сили — силу інерції в поперечному напрямку до простору, утвореному швелероподібним підситником, та силу реакції поверхні вертикальної стінки швелероподібного підситника, яка утворює простір у вертикальній площині. Сила тертя на третьому та четвертому етапах відсутня внаслідок нерухомості опорної поверхні сита в просторі, утвореному підситником. Рухається лише центр мас сита, котрий ми приймаємо за досліджувану матеріальну точку, за рахунок його пружної деформації.

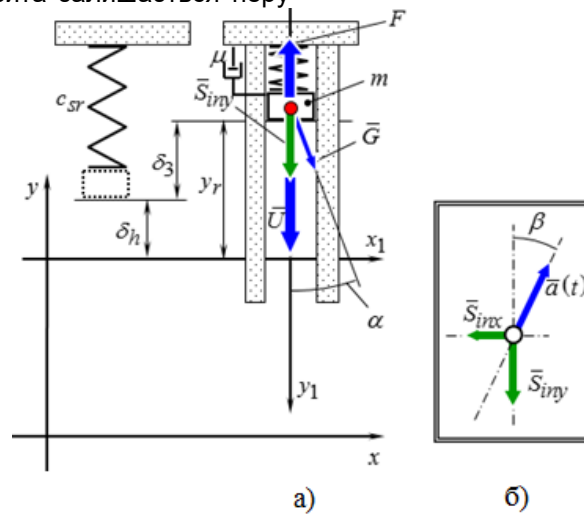


Рисунок 4 – Розрахункова схема удару сіячої поверхні по підситнику, відскоку від верхньої опорної площини підситника (а), для визначення напрямку сил інерції(б)

В той час, тіло сіячої поверхні, як і на першому етапі, прийняте за пружину з усередненою жорсткістю c_{sr} . Внаслідок внутрішнього тертя та аеродинамічних втрат відбувається дисипація енергії в процесі руху пружного тіла, яка враховується за допомогою емпіричного коефіцієнта μ , еквівалентного коефіцієнту в'язкого тертя.

Враховуючи сталість розташування прийнятих систем координат та викладених вище допущень, основний закон динаміки для відносного руху матеріальної точки прийме вид

$$U + S_{iny} + G \cdot \cos \alpha - F = m \cdot \ddot{y}_r. \tag{33}$$

Беручи до уваги систему (2) залежності (4-6) вираз (33) прийме вид

$$\ddot{y}_r + \frac{\mu}{m} \cdot \dot{y}_r - \frac{c_{sr}}{m} \cdot y_r = A \cdot \omega^2 \cdot \cos \beta \cdot \sin(\omega t) + g \cdot \cos \alpha. \tag{34}$$

Враховуючи методику [16] та ведені позначення (8-10), (13, 14), рішення диференційного рівняння (34) дозволяє визначити закон відносного руху матеріальної точки при третьому динамічному стані системи

$$y_r = e^{-h \cdot t} \cdot \left[\frac{\dot{y}_{r0} + y_r h}{\sqrt{k^2 - h^2}} \cdot \sin(t \cdot \sqrt{k^2 - h^2}) + y_{r0} \cdot \cos(t \cdot \sqrt{k^2 - h^2}) \right] - e^{-h \cdot t} \cdot \left[\frac{D}{\sqrt{k^2 - h^2}} \cdot (h \cdot \sin \gamma + \omega \cdot \cos \gamma) \cdot \sin(t \cdot \sqrt{k^2 - h^2}) + D \cdot \sin \gamma \cos(t \cdot \sqrt{k^2 - h^2}) \right] + D \cdot \sin(\omega t + \gamma) + \frac{g}{k^2} \cdot \cos \alpha. \tag{35}$$

З урахуванням сили тертя в просторі, утвореним підситником, рівняння для розрахунку моменту відриву матеріальної точки від підситника, в той же час, цей момент є початком етапу ковзання опорної поверхні сита в межах проміжку δ_h , буде мати вид

$$U + G \cdot \cos \alpha - R = 0, \tag{36}$$

чи

$$y_{r4} = \frac{1}{c_{sr}} (R - mg \cdot \cos \alpha). \tag{37}$$

Підставляючи значення y_{r4} в (35) ми отримаємо час закінчення четвертого етапу t_4 .

Похідна за часом від виразу (35) з підстановкою t_4 дозволяє вирахувати кінцеву швидкість V_{r4} на четвертому етапі.

На п'ятому етапі після відриву матеріальної точки від контакту з верхньою опорною поверхнею швелероподібного підситника, вона рухається під дією сили тяжіння та тертя в абсолютній системі координат xu , а також під дією сил інерції в відносній системі координат x_1y_1 (див. рис. 5).

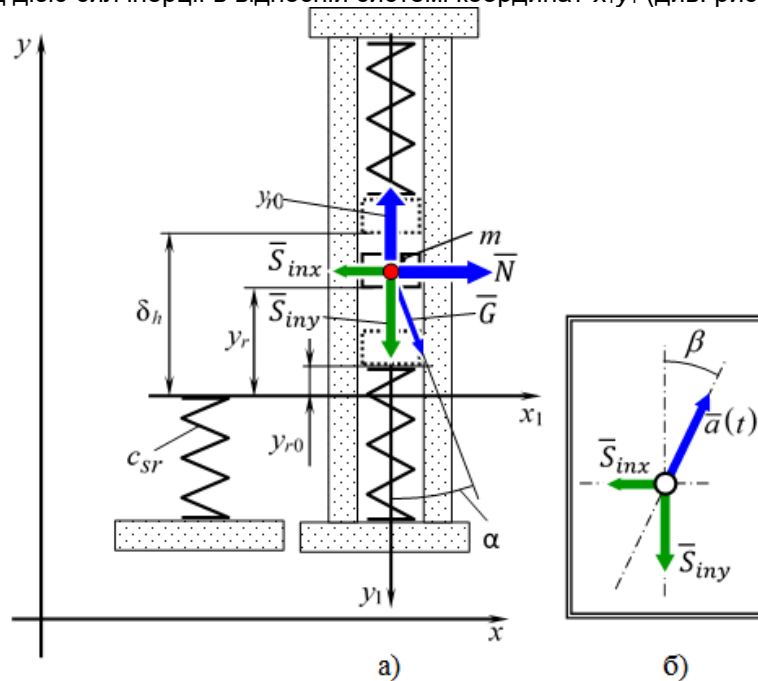


Рисунок 5 – Розрахункова схема ковзання сіячої поверхні в просторі, утвореному підситником, (а), визначення напрямку сил інерції (б)

Тоді, основний закон динаміки відносного руху матеріальної точки прийме вид

$$\begin{cases} G \cdot \sin \alpha + N - S_{inx} = 0 \\ G \cdot \cos \alpha - R + S_{iny} = m \cdot \ddot{y}_r \end{cases} \tag{38}$$

Перетворимо систему рівнянь (38) з врахуванням (2), (5), (25), визначивши з першого рівняння системи (38) нормальну реактивну силу N , підставивши її в друге рівняння системи, представляючи прискорення точки \ddot{y}_r через швидкість відносного руху матеріальної точки вздовж простору, утвореному підситником, отримуємо диференціальне рівняння, розв'язання котрого, враховуючи початкову швидкість процесу відносного руху, яка дорівнює кінцевій швидкості точки на четвертому етапі в момент розриву зв'язку V_{r4} , яка визначається диференціюванням рівняння (35) враховуючи t_4 , дозволяє отримати швидкість відносного руху матеріальної точки вздовж простору, утвореному підситником

$$V_{ry}(t) = g \cdot (\cos \alpha + k \cdot \sin \alpha) \cdot t - A \cdot \omega \cdot \cos(\omega t) \times (\cos \beta - k \cdot \sin \beta) + V_{r4}. \tag{39}$$

Після інтегрування виразу (39) отримуємо закон відносного руху матеріальної точки на п'ятому етапі при початковій координаті y_{r4}

$$y_r(t) = 0,5 \cdot g \cdot (\cos \alpha + k \cdot \sin \alpha) \cdot t^2 - A \cdot \sin(\omega t) \times (\cos \beta - k \cdot \sin \beta) + V_{r4} \cdot t + y_{r4}. \quad (40)$$

Тривалість t_5 та кінцеву швидкість п'ятого етапу визначаємо з системи алгебраїчних рівнянь, утвореної на підставі (39) та (40)

$$\begin{cases} V_{r5} = g \cdot (\cos \alpha + k \cdot \sin \alpha) t_5 - A \cdot \omega \cdot \cos[\omega \cdot (t_5 + \dots + t_1)] \times \\ \quad \times (\cos \beta - k \cdot \sin \beta) + V_{r4} \\ 0 = 0,5 \cdot g \cdot (\cos \alpha + k \cdot \sin \alpha) t_5^2 - A \cdot \sin[\omega \cdot (t_5 + \dots + t_1)] \times \\ \quad \times (\cos \beta - k \cdot \sin \beta) + V_{r4} \cdot t_5 + y_{r4} \end{cases} \quad (41)$$

В системі (41) у тригонометричному виразі, що визначає коливання коробу, вводиться абсолютний час руху, котрий відлічується від нульового, початкового моменту — це сума тривалості від першого до п'ятого етапів руху включно ($t_5 + \dots + t_1$).

Шостий етап настає після появи контакту опорної поверхні сита з нижньою опорною площиною швелероподібного підситника в кінці п'ятого етапу, ковзання опорної поверхні сита в просторі, утвореному підситником, припиняється, тому при записі основного закону динаміки для відносного руху матеріальної точки, нехтуючи складовою сили інерції вздовж вісі x_1 (рис. 6)

$$m \cdot \ddot{y}_r = -U + S_{iny} + G \cdot \cos \alpha - F. \quad (42)$$

Враховуючи (2), (4-6) вираз (42) прийме вид

$$\ddot{y}_r + \frac{\mu}{m} \cdot \dot{y}_r + \frac{c_{sr}}{m} \cdot y_r = A \cdot \cos \beta \cdot \omega^2 \cdot \sin(\omega t) + g \cdot \cos \alpha. \quad (43)$$

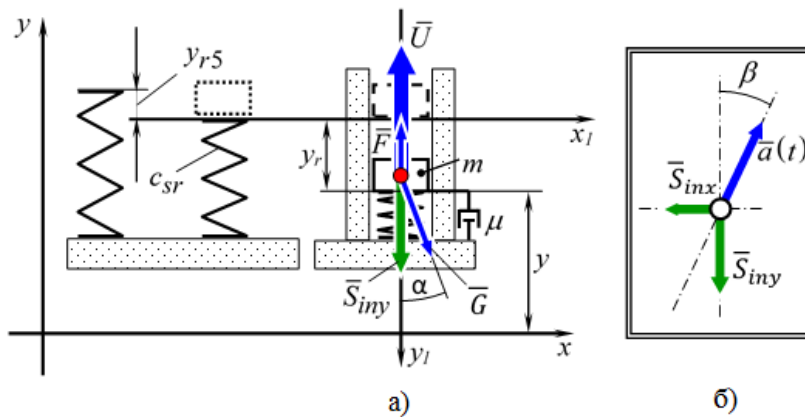


Рисунок 6 – Розрахункова схема при спільному розгоні коробу та сіячої поверхні (а), визначення напрямку сил інерції (б)

Беручи до уваги методику [16] та введенні позначення (8-10), (13), вирішуючи диференціальне рівняння (43) отримуємо закон відносного руху матеріальної точки

$$y_r = e^{-h \cdot t} \cdot \left[\frac{\dot{y}_{r0} + y_r \cdot h}{\sqrt{k^2 - h^2}} \cdot \sin(t \cdot \sqrt{k^2 - h^2}) + y_{r0} \cdot \cos(t \cdot \sqrt{k^2 - h^2}) \right] - e^{-h \cdot t} \cdot \left[\frac{D}{\sqrt{k^2 - h^2}} \cdot (h \cdot \sin \gamma + \omega \cdot \cos \gamma) \cdot \sin(t \cdot \sqrt{k^2 - h^2}) + D \times \right. \\ \left. \times \sin \gamma \cdot \cos(t \cdot \sqrt{k^2 - h^2}) \right] + D \cdot \sin(\omega t + \gamma) + \frac{g}{k^2} \cdot \cos \alpha. \quad (44)$$

На підставі закону збереження енергії визначається максимум функції відносного положення y_{r6} . Підстановка цього значення в (44) дозволяє вирахувати момент t_6 закінчення шостого етапу. Похідна за часом з підстановкою t_6 дозволяє вирахувати кінцеву швидкість V_{r6} на шостому етапі. Шостим етапом цикл руху сіячої поверхні завершується. Кінцеві параметри шостого етапу є по-

чатковими параметрами для першого етапу наступного циклу руху сіячої поверхні. Фізично шостий і перший етапи є нерозривним процесом. З цього випливає можливість об'єднання математичних моделей цих етапів в єдину модель.

Висновки

Встановлено, що рух вільно укладеної сіячої поверхні на коробі грохоту при віброударній дії на неї може бути описаний поетапно, де початок етапу є закінчення його попереднього. Існує тісний часовий та координатний зв'язок де всі кінематичні параметри кожного попереднього етапу є початковими параметрами для наступного суміжного з ним, що дозволяє розробити математичну модель руху вільно укладеної сіячої поверхні при вібраційно-ударній на неї дії.

В результаті розробки математичної моделі встановлено три основні види динамічного стану технічної системи, що розглядається, а саме.

Перший вид динамічного стану — це спільний рух підпружиненої матеріальної точки C та коробу, який починається з моменту зіткнення складових системи при відомій координаті початкового положення, а також відомій початковій швидкості складових системи, що вступили в взаємодію. Початкові параметри взаємодії є кінцевими па-

раметрами попереднього циклу руху. Цей динамічний стан властивий першому та шостому етапів циклічного руху системи.

Другий вид динамічного стану — роздільний рух елементів системи, який починається з моменту розриву зв'язку на кінці першого чи третього етапів циклічного руху системи та закінчується з моменту відновлення зв'язку на третьому чи шостому етапах. Тривалість цього динамічного стану визначається не тільки швидкістю руху елементів системи, але й, насамперед, конструктивним параметром — проміжком δ_n . Цей динамічний стан повністю відповідає другому та п'ятому етапам циклічного руху системи.

Третій вид динамічного стану системи — пружна взаємодія складових системи через пружину після поновлення зв'язку. Цей динамічний стан властивий третьому та четвертому стану циклічного руху системи.

Бібліографічний опис

1. Совершенствование технологии и оборудования агломерационного производства / И. М. Мищенко та ін. *Металлургические процессы и оборудование*. 2011. № 3. С. 35-44.
2. Червоненко А. Г., Морус В. Л. Износостойкие динамически активные просеивающие поверхности из эластомеров для разделения сыпучих материалов и пульп. *Труды II Международного симпозиума по механике эластомеров*. Дніпро, 1997. Т.1. С. 296-310.
3. Засельский В. И., Зайцев Г. Л., Китач Е. И. Промышленные исследования работы резонирующих просеивающих поверхностей. *Теория и практика металлургии*. 2009. № 5-6. С. 15-18.
4. Kinematics characteristics of the vibrating screen with rigid-flexible screen rod and the behavior of moist coal particles during the dry deep screening process / H. Jiang et al. *Powder technology*. 2017. Vol. 319. P. 92-101. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2017.06.036>.
5. Удосконалення обладнання та процесів вуглепідготовки і коксортування металургійного виробництва: монографія / В. Й. Засельський, Д. В. Пополов та ін. Кривий Ріг: Літерія, 2019. 203 с.
6. Screening machines & screeners // Siebmaschinenhersteller Nr.1- RHEWUM GmbH: [Website]. URL: <https://www.rhewum.com/en> (дата звернення: 01.04.2022).
7. Research on Static and Dynamic Characteristics of Shear Spring of the Vibrating Flip-Flow Screen / G. Zhao et al. *Symmetry*. 2020. Vol. 12, no. 10. P. 1644. DOI: <https://doi.org/10.3390/sym12101644>.
8. Gong S., Oberst S., Wang X. An experimentally validated rubber shear spring model for vibrating flip-flow screens. *Mechanical Systems and Signal Processing*. 2020. Vol. 139. P. 106619. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2020.106619>.
9. Vibrating screen for solids and liquids - Heilig Mixing Technology. *Heilig Mixing Technology*. URL: <https://www.heiligmixers.com/products/screening-machine/vibrating-screen/> (дата звернення: 09.04.2022).
10. Технология Kroosh. *Multifrequencyequipment*. *Kroosh Technologies Ltd*. URL: <http://kroosh.com/ru/tehnologiya> (дата звернення: 17.04.2022).
11. Червоненко А. Г., Морус В. Л. Износостойкие динамически активные просеивающие поверхности из эластомеров для разделения сыпучих материалов и пульп. *Труды II Международного симпозиума по механике эластомеров*. Дніпро, 1997. Т.1. С. 296-310.
12. Надутый В. П., Гольдин А. А., Погребихенский Г. А. Использование резонирующих ленточно-струнных сит в конструкциях вибрационных грохотов. *Кокс и химия*. 1991. № 8. С. 27-28.
13. Полічастотні грохоти для тонкої класифікації і зневоднення подрібнених уранових руд та відходів їх переробки / В. Г. Шевченко та ін. *Геотехнічна механіка*. 2017. № 137. С. 80-92.
14. Resonance screens. *Binder+Co*. URL: <https://www.binder-co.com/1124/Resonance-Screens#Basic-Info> (дата звернення: 16.04.2022).
15. Цасюк В. В. Теоретична механіка: навч. посіб. Київ: Центр навч. літ., 2004. 402 с.
16. Цисарж В. В., Марусик Р. И. Математические методы компьютерной графики. Киев: Факт, 2004. 464 с.

References

1. Sovershenstvovanie tekhnologii i oborudovaniya aglomeratsionnogo proizvodstva / I. M. Mishchenko ta in. *Metallurgicheskie protsessy i oborudovanie*. 2011. № 3. S. 35-44.
2. Chervonenko A. G., Morus V. L. Iznosostoykie dinamicheski aktivnye proseivayushchie poverkhnosti iz elastomerov dlya razdeleniya sypuchikh materialov i pul'p. *Trudy II Mezhdunarodnogo simpoziuma po mekhani-ke elastomerov*. Dnipro, 1997. T.1. S. 296-310.
3. Zasel'skiy V. I., Zaytsev G. L., Kitach E. I. Promyshlennye issledovaniya raboty rezoniruyushchikh proseivayushchikh poverkhnostey. *Teoriya i praktika metallurgii*. 2009. № 5-6. S. 15-18.
4. Kinematics characteristics of the vibrating screen with rigid-flexible screen rod and the behavior of moist coal particles during the dry deep screening process / H. Jiang et al. *Powder technology*. 2017. Vol. 319. P. 92-101. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2017.06.036>.

5. Udoskonalennia obladnannia ta protsesiv vuhlepidhotovky i koksosortu-vannia metalurhiinoho vyrobnytstva: monohrafiia / V. Y. Zaselskyi, D. V. Popolov ta in. Kryvyi Rih: Literiia, 2019. 203 s.
6. Screening machines & screeners // Siebmaschinenhersteller Nr.1- RHEWUM GmbH: [Website]. URL: <https://www.rhewum.com/en> (дата звернення: 01.04.2022).
7. Research on Static and Dynamic Characteristics of Shear Spring of the Vibrating Flip-Flow Screen / G. Zhao et al. *Symmetry*. 2020. Vol. 12, no. 10. P. 1644. DOI: <https://doi.org/10.3390/sym12101644>.
8. Gong S., Oberst S., Wang X. An experimentally validated rubber shear spring model for vibrating flip-flow screens. *Mechanical Systems and Signal Processing*. 2020. Vol. 139. P. 106619. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2020.106619>.
9. Vibrating screen for solids and liquids - Heilig Mixing Technology. *Heilig Mixing Technology*. URL: <https://www.heiligmixers.com/products/screening-machine/vibrating-screen/> (дата звернення: 09.04.2022).
10. Tekhnologiya Kroosh. Multifrequencyequipment. Kroosh Technologies Ltd. URL: <http://kroosh.com/ru/tehnologiya> (дата звернення: 17.04.2022).
11. Chervonenko A. G., Morus V. L. Iznosostoykie dinamicheski aktivnye proseivayushchie poverkhnosti iz elastomerov dlya rozdeleniya sypuchikh materialov i pul'p. Trudy II Mezhdunarodnogo simpoziuma po mekhani-ke elastomerov. Dnipro, 1997. T.1. S. 296-310.
12. Nadutyi V. P., Gol'din A. A., Pogrebizhenskiy G. A. Ispol'zovanie re-zoniruyushchikh lentochno-strunnykh sit v konstruktsiyakh vibratsionnykh grokhotov. Koks i khimiya. 1991. № 8. S. 27-28.
13. Polichastotni hrokhoty dlia tonkoi klasyfikatsii i znevodnennia podribnennykh uranovykh rud ta vidkhodiv yikh pererobky / V. H. Shevchenko ta in. Heotekhnichna mekhanika. 2017. № 137. S. 80-92.
14. Resonance screens. Binder+Co. URL: <https://www.binder-co.com/1124/Resonance-Screens#Basic-Info> (дата звернення: 16.04.2022).
15. Tsasiuk V. V. Teoretychna mekhanika: navch. posib. Kyiv: Tsentri navch. lit., 2004. 402 s.
16. Tsysarzh V. V., Marusyk R. Y. Matematycheskiye metody kompiuternoi hrafyky. Kyev: Fakt, 2004. 464 s.

УДК 621.774.35:621.771.22.047

Балакін В. Ф., Стасевський С. Л., Угрюмов Ю. Д., Балаханова Т. В., Угрюмов Д. Ю.
Металозберігаюча технологія виготовлення товстостінних труб з
безперервною заготовкою на пілігримовому стані

Balakin V. F., Stasevsky S. L., Ugrumov Yu. D., Balakhanova T. V., Ugrumov D. Yu.

Анотація. Розглянуто способи зниження витрат металу при виготовленні особливо товстостінних труб з $D/S < 6$ з безперервною заготовкою на пілігримовому агрегаті 5-12" в умовах ПАТ ІНТЕРПАЙП Ніжньодніпровський трубопрокатний завод. Підвищений витратний коефіцієнт металу під час прокатування труб на пілігримовому стані зумовлений особливостями технології, що призводить до збільшення обрізу передніх (затравочних) і задніх кінців труб, які утворюють пілігримову головку. При цьому витрата металу під час прокатування труб на агрегаті з пілігримовим станом на 50-100 кг на тонну труб вища, ніж на інших агрегатах (з автоматичним, безперервним та ін. станами). На основі теоретичного аналізу та експериментальних даних із застосуванням діючого промислового обладнання було визначено, що методом гарячої прокатування гільз у стик можуть бути отримані труби $D/S < 6$ з якісною структурою металу готових труб, у тому числі на задніх кінцях, що відповідають пілігримовій голівці. Результати дослідження можуть бути використані для прокатування товстостінних труб з $D/S < 6$ широкого розмірного і марочного сортаменту на пілігримових агрегатах з мінімальною витратою металу на затравку і пільгерголовку.

Ключові слова: труба, пілігримовий стан, гільза, затравка, пільгерголовка, економія металу, структура металу, безперервною заготовка, ліквідація

Abstract. The methods of reducing metal waste during the production of especially thick-walled pipes with $D/S < 6$ on a 5-12" polygrim unit at the INTERPIPE NTRP are examined. from non-recast billets. Increases the depletion coefficient of the metal during the rolling of pipes on a plating mill due to the peculiarities of the technology, in order to increase the shape of the front (seed) and rear ends of the pipes, which create the saws makeup head. At this rate of metal, the hour of rolling pipes on a unit with a rolling mill is 50-100 kg per ton of pipes, lower on other units (with automatic, non-interruptible mills). Based on theoretical analysis and experimental data from the current industrial production, it was determined that the method of hot rolling of liners can be used to remove $D/S < 6$ pipes with a clear structure from the metal of finished pipes, including and at the rear ends, similar to the polygrimic head. The results of the investigation can be used for rolling thick-walled pipes with $D/S < 6$ of a wide range of sizes and grades on printing units with minimal waste of metal into the seed and the printing head.

Key words: pipe, pilgrim installation, metal saving, pilger hot rolling clad tube, modernization, descaling.

Вступ.

Зміна якості та розмірного сортаменту вихідної заготовки для виготовлення труб, підвищення вимог до якості готової продукції, екологічності та економії як енергоресурсів та металозберігання у процесі виготовлення труб потребує нового підходу до технологій, що наразі застосовані. Оскільки на даний час дуже важко відновити та зробити повне переоснащення обладнання на підприємствах на більш сучасне, то в короткостроковій перспективі та у скрутних обставинах необхідно знаходити нові шляхи підвищення якості продукції, економії енергоресурсів та матеріалів тощо.

Аналіз наявних даних та постановка проблеми.

Процес гарячого пілігримового прокатування труб характеризується значними деформаціями (з коефіцієнтом витяжки μ до 15), що забезпечує високий ступінь обробки литої структури вихідної заготовки. Цей процес забезпечує отримання товстостінних гарячекатаних труб значної довжини (до 15 м). Альтернативою йому є лише процес гарячого пресування. [1, 2]. Процес періодичної пілігримової прокатки також широко застосовується при виробництві холоднокатаних труб [3].

Одним із складних моментів є економія металу під час виробництва товстостінних труб. Процес пільгерпрокатування був відкритий в 1890 р., і на той час мав низку плюсів. Пілігримовий спосіб

виробництва труб має незаперечну перевагу насамперед за широтою сортаменту одержуваних труб, а також за діаметром і товщиною стінки, так і за марками сталі. [4, 5]. Водночас до недоліків цього способу виробництва труб можна віднести недостатню продуктивність пілігримових станів, підвищену різностінність готових труб, збільшений витратний коефіцієнт металу під час прокатування тонкостінних труб [2, 6, 7].

Особливу актуальність проблема модернізації технологічного процесу набула при переході на безперервнолітій заготовки (БЛЗ) малого діаметра (порівняно зі стаціонарними зливками, відлитими у виливниці), та підвищенні вимог до якості продукції. Виникла необхідність термінового перегляду підходу до технології отримання безшовних труб.

При отриманні труб на агрегаті з пілігримовими станами основні втрати металу пов'язані з кінцевим обрізом у затравку та пільгерголовку. Ці втрати металу становлять 6-10 % маси початкової заготовки, причому частка витрат у затравку становить 25-27 %, а в пільгерголовку – 83-85 %. Таким чином основна частка втрат металу на пілігримовому стані пов'язана з обрізом пільгерголовки, яка є неминучою при цьому способі деформації.

При використанні в якості вихідної заготовки злитків стаціонарної розливки в виливниці проблема значних втрат металу в пільгерголовку не була

актуальною, оскільки усадочна дефектна частина злитка розміщувалася в пільгерголовці, що відрізається. У той самий час під час використання в якості вихідної заготовки катаного і ковального металу ці проблеми мали місце, проте більшість труб прокочувалося з злитків стаціонарної розливки. Особливу актуальність проблема зниження втрат металу в пільгерголовку отримала у зв'язку з переходом спочатку на квадратну, а згодом на круглу БЛЗ.

В Україні у зв'язку з пуском в експлуатацію в 2012 році Інтерпайп Сталь та всі трубопрокатні цехи компанії Інтерпайп переведені на одержання труб з круглої БЛЗ. Ця подія дала змогу істотно поліпшити екологічну ситуацію, а також забезпечило виробництво труб на всіх агрегатах компанії Інтерпайп із круглої БЛЗ діаметром до 500 мм із вуглецевих та низьколегованих марок сталі, що використовується як для виробництва гарячекатаних труб, так і коліс та осей залізничного транспорту.

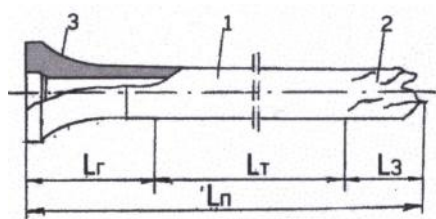
БЛЗ круглого поперечного перерізу має значно кращу якість порівняно зі злитком, відлитим у виливниці, завдяки зниженню ліквіації хімічних елементів і зниженню нерівномірності механічних властивостей по довжині заготовки. У той самий час особливістю круглої БЛЗ є наявність осьової рихлості, що пов'язано з умовами формування структури металу в круглому кристалізаторі під час безперервної розливки [6, 8].

На сьогодні технологія виробництва труб діаметром 168-426 мм на пілігримовому агрегаті 5-12" НТЗ здійснюється з круглої БЛЗ діаметром 380-470 мм, виробленої на Інтерпайп Сталь за такою технологією. нагрівання в кільцевій печі до температури гарячої деформації, видалення окалини, заготовки прошиваються в стакані на горизонтальному гідравлічному пресі зусиллям 20 МН, а

потім, після підігріву в кільцевій печі, стакани розкатуються на косовалковому стані-елонгаторі в гільзи з прошивкою денця. Потім гільзи передаються на ділянку позастанового завантаження, де здійснюється видувка окалини з них і зарядка дорен. Гільза з дорном передаються на один із двох пілігримових станів, де за допомогою подавального апарату розкатують гільзу на дорні профільними валками в чорнову трубу довжиною 12-36 м. За пілігримовою кліттю розкат розділяють на мірні частини і відрізають передній кінець (затравку) і задній кінець (пільгерголовку). Після підігріву в печі з пересувними балками труби калібруються за зовнішнім діаметром на одному з двох калібрувальних станів. Після охолодження труби проходять правку на одному з двох правильних станів і надходять на ділянку обробки гладких труб або на обсадну ділянку.

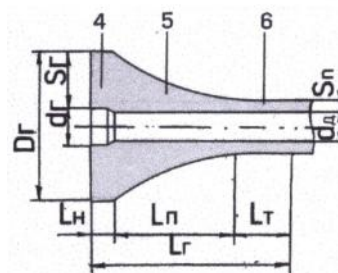
При отриманні широкого сортаменту труб за товщиною стінки коефіцієнти витяжки на пілігримовому стані змінюються в широких межах $\mu_{\Sigma}=2.8-15.0$. Під час прокатування передніх (затравочних) кінців труб за відсутності «жорсткого кінця» зі збільшенням μ_{Σ} збільшується обріз затравочних кінців. Тому найбільший резерв зниження обрізу передніх кінців має місце під час виготовлення тонкостінних і особливо тонкостінних труб [9].

Шляхи зниження обрізу затравочних кінців труб розглянуті в роботах [9, 10]. Отриманий на пілігримовому стані з гільзи розкат складається з основної частини 1, довжина якої L_T , є сумою мірних (кратних) частин, затравочного кінця 2, довжиною L_3 ; і пілігримової головки 3, довжиною L_r (рис. 1, а). Пілігримова головка складається з недокату 4, профільної частини 5 і ділянки труби 6 (рис. 1, б)



а

Рисунок 1. – Розкат на пільгерстані (а) і складові частини пільгерголовки (б): 1 – основна частина (придатна труба), 2 – затравка, 3 – пільгерголовка, 4 – недокат гільзи, 5 – профільна частина, 6 – ділянка труби



б

Насьогодні одним з ефективних методів зниження витрат металу в пільгерголовку є прокатування гільз у стик (рис. 2) [11].

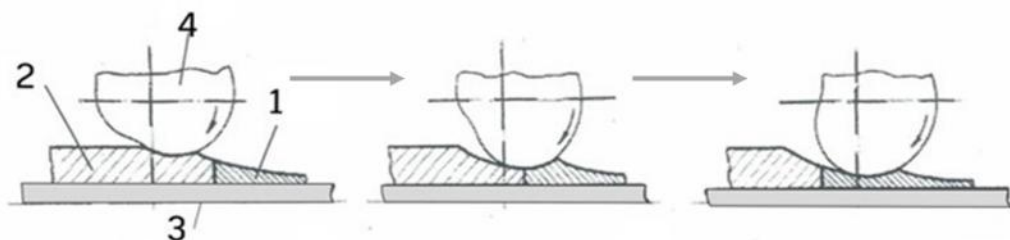


Рисунок 2 – Послідовність розкачування стику гільз: 1 – попередня гільза, 2 – наступна гільза, 3 – дорн, 4 – валок

Метод прокатування гільз у стик полягає в послідовній стиковці на дорні недокатаної гільзи і наступної гільзи. Після деформації труби на дорні залишається недокатаним задній кінець гільзи. Потім дорн витягують з розкату і подають наступну гільзу на новому дорні, яку стикують з торцем попередньої гільзи, з подальшим розкатуванням пілігримової головки. При цьому пілігримова головка повністю розкатується, а задній кінець труби обрізається на довжині 60-80 мм.

Після закінчення прокатування першої труби піднімають верхній валок, витягають і замінюють дорн. Трубу при цьому не відводять рольгангом, а залишають у валках, а в приймальний жолоб пільгерстана подають гільзу для прокатування іншої труби, потім дорн вводять в гільзу, а його передній кінець – в першу трубу (при позастановій зарядці на пільгерстан подають гільзу разом з дорном). При цьому відбувається стикування переднього торця гільзи з заднім торцем першої труби.

Важливою особливістю методу прокатки гільз у стик є той факт, що забезпечується бездефектна прокатка передніх і задніх кінців гільз, що стикуються, досягається мінімальна обріз кінців труб (~50-80 мм). При цьому передній кінець першої гільзи в партії (плавці) прокатується за децю інших умов (повної відсутності «жорсткого кінця»), а розкату заднього кінця останньої гільзи в партії здійснюють методом розкату на вільній ділянці дорна. Отримання необхідних механічних властивостей готових труб, що прокатується з БЛЗ, залежить від ступеня проробки литої структури вихідної заготовки, що характеризується сумар-

Таблиця 1 – Дефекти структури БЛЗ

	Дефекти макроструктури, бал					
	Осьова пористість	Осьова ліквіація	Тріщини осьової зони	Ліквіаційні смужки й тріщини перерізом	Крайова точкова неоднорідність	Хімічна неоднорідність (світла смуга)
Середній показник по 4 заготовках	2,12	1,75	0,375	0	0	0
Норма згідно вимог ТУ У 27.1-05757883-212:2011	2,0	2,0	1,0	1,0	1,0	1,0

ною витяжкою насамперед на пілігримовому стані [7]. Під час прокатки тонкостінних труб ($D/S=12,5-40$) на пілігримовому стані з коефіцієнтами витяжки $\mu=9-15$, як зазначалося вище, забезпечується достатнє опрацювання вихідної литої заготовки (злитків і БЛЗ).

Водночас при отриманні товстостінних труб ($D/S=6,0-12,5$) і особливо товстостінних труб ($D/S<6$) значення сумарних витяжок становлять 2,5-12, що зумовлює в окремих випадках проведення додаткових досліджень якості структури і властивостей готового прокату через недостатнє опрацювання вихідної литої заготовки.

На підставі проведеного аналізу відомих методів метою роботи було експериментальне дослідження зменшення втрат металу на пілігримовому стані в затравку і пільгерголовку для здійснення прокатки труб з $D/S<6$ способом прокатки гільзи у стик із забезпеченням отримання якісної металопродукції.

Методика дослідження

При проведенні дослідної прокатки труб $D \times S=203 \times 45$ мм в якості вихідного матеріалу використовувалася БЛЗ діаметром 385 мм зі сталі 45 виробництва Інтерпайп Сталь, яка була виплавлена у дуговій електросталеплавильній печі і розлита на машині безперервного лиття заготовки. Технологія прокатки відбувалася за вищезначеною схемою.

Аналіз отриманих результатів

Згідно ТУ У 27.1-05757883-212:2011 допустимі дефекти макроструктури не повинні перевищувати значень, зазначених в таблиці 1.

Досліджували макроструктуру вихідної БЛЗ на поперечних темплетях від чотирьох заготовок однієї плавки, середні показники наведено в таблиці 1. Дослідження макроструктури БЛЗ виявило структурні зони, що відрізняються різним ступенем розвитку, протяжністю, а також формою і розмірами кристалів. Структура БЛЗ відрізняється неоднорідністю, що властива цьому виду заготовок. Відзначається відсутність усадочної раковини, розшарування, заворотів корок, газових бульбашок і тріщин, сторонніх неметалевих і шлако-

вих включень. Макроструктура БЛЗ на поперечних зразках задовольняє вимогам вищезгаданого ТУ (рис. 3).

Оскільки підвищення осьової пористості окремих заготовок може призводити до збільшення плен на внутрішній поверхні готових труб, тому постійне підвищення якості БЛЗ і забезпечення її стабільно високого рівня є найважливішим фактором забезпечення необхідної якості готової продукції [12].

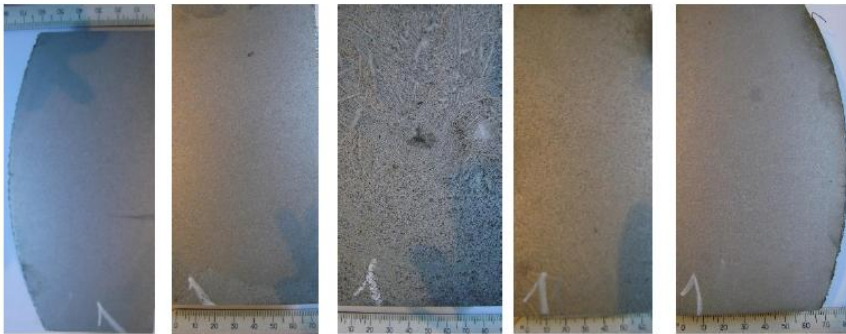


Рисунок 3. – Макроструктура темплету БЛЗ № 1

Особливо товстостінні труби з $D/S < 6$ застосовуються в машинобудуванні в якості порожнистих заготовок для деталей різного обладнання [13]. Виробництво труб для машинобудування здійснюється по ДСТУ 8941:2019, ДСТУ EN 10297-1:2022, ДСТУ 8938:2019 і технічних специфікацій замовників. Як правило, такі труби, які використовуються в машинобудуванні, піддаються механічній обробці з зовнішньої і внутрішньої поверхні.

Відомо, що для глибокого опрацювання структури литого металу в тому числі і БЛЗ найбільш ефективний пілігримовий спосіб, з його значними сумарними деформаціями при прокатуванні тонкостінних труб ($D/S=12,5-40$), що досягають значень 36-40. При одержанні товстостінних ($D/S=6-12,5$) і особливо товстостінних труб ($D/S < 6$) питання

отримання якісних труб з недеформованої БЛЗ круглого поперечного перерізу вивчені недостатньо [12].

В цій роботі досліджено якість труб розміром $D \times S=203 \times 45$ мм зі сталі 45, на ТПА 5-12" за технологією Кальмеса, при якій гільзу отримують послідовно на горизонтальному прошивному пресі і розкатуванні стакану на елонгаторі з прошивкою денця.

Для прокатування труб розміром $D \times S=203 \times 45$ мм на ТПА 5-12" спеціалістами підприємства була розроблена технологія отримання труб з БЛЗ $\varnothing 385$ мм. Схема та основні характеристики наведено у таблиці 2. Сумарний коефіцієнт витяжки при прокатуванні склав $\mu = \mu_n \times \mu_e \times \mu_{п.с} = 5.12$.

Таблиця 2 – Технологія отримання труб $D \times S=203 \times 45$ мм з БЛЗ $\varnothing 385$ мм.

Етап технологічного ланцюжка	Характеристики, де μ – коефіцієнт витяжки
1. Прошивка на пресі прошивним пуансоном	\varnothing головки 160 мм Розміри стакану: $D_c = 390$ мм, $S_c = 115$ мм, коефіцієнт витяжки $\mu_n = 1.17$
2. Прокатування на елонгаторі	Оправка $\varnothing 127,5$ мм, $\mu_e = 1.6$. Розміри гільзи $D_g = 310$ мм, $S_g = 94$ мм
3. Прокатування на пілгерстані	$\mu_{п.с} = 2.74$ Подача $m = 46,4$ мм

В процесі деформації БЛЗ на прошивному пресі зусиллям різностінність стакану на його передньому кінці склала 10 мм, а у самого денця – 37 мм (рис. 4). Підвищена різностінність стакану відноситься до дефектів прокатного походження і на наступних етапах деформації вона трансформу-

ється в підвищену різностінність гільз і труб, збільшуючи їх відбраковування.

Основними причинами підвищеної різностінності стаканів на пресі є наступні: відсутність співвідності прошивного пуансона щодо осі матриці; наявність зазору між заготовкою і матрицею; знос направляючої втулки прошивного пуансона; недо-

статне або нерівномірне нагрівання металу; анізотропія властивостей і осьова ліквіація БЛЗ. Проведено аналіз зовнішньої та внутрішньої поверхні стакану (рис. 4).

Встановлено, що на зовнішній поверхні видно сліди хитання кристалізатора МБЛЗ; на поверхні

дна стакану є воронкоподібне поглиблення (утяжина); на внутрішній поверхні стакану є поздовжні риси, що переходять по дну стакану в продіри, що є наслідком зносу головки прошивного пуансона преса; біля дна стакану в його денці є грубі раковини.



Рисунок 4. – Поздовжній переріз стакану в районі денця при прошивці БЛЗ на горизонтальному пресі 20 МН

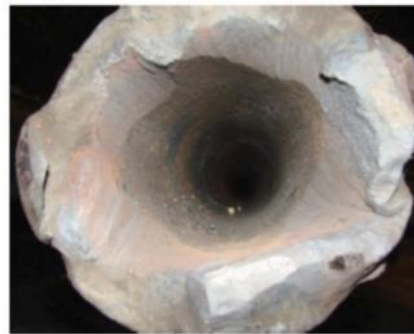
По довжині стакану структура металу більш однорідна. При цьому по зовнішньому контуру структура металу більш однорідна, ніж по внутрішньому контуру, що пояснюється різницею в ступені деформації при прошивці стакану на пресі. На поперечних темплетах стакану відзначається відмінність структури і величини зерна по контуру. Після розкочування стакану на елонгаторі з прошивкою денця різностінність гільз знизилася майже в 3 рази. Відзначаються відмінності в структурі зовнішнього і внутрішнього контурів гільзи. Внутрішні шари виглядають як би «шаруватим пирогом», при цьому шари щільно приляга-

ють один до одного. При косовалковій розкатуванні на елонгаторі в більшості випадків відбувається заварювання продірів і інших дефектів металу. Пороки поверхні гільз перетворюються на трубах в зовнішні і внутрішні плени, що веде до додаткових витрат на ремонт і збільшення обрізу труб.

Прокатку гільз здійснювали на пільгерстані методом у стик без утворювання пільгерголівки за рахунок її повного розкочування. Вид заднього і переднього кінців прокатаних труб наведені на рисунку 5, а на рисунку 6 – темплети переднього і заднього кінців труби.

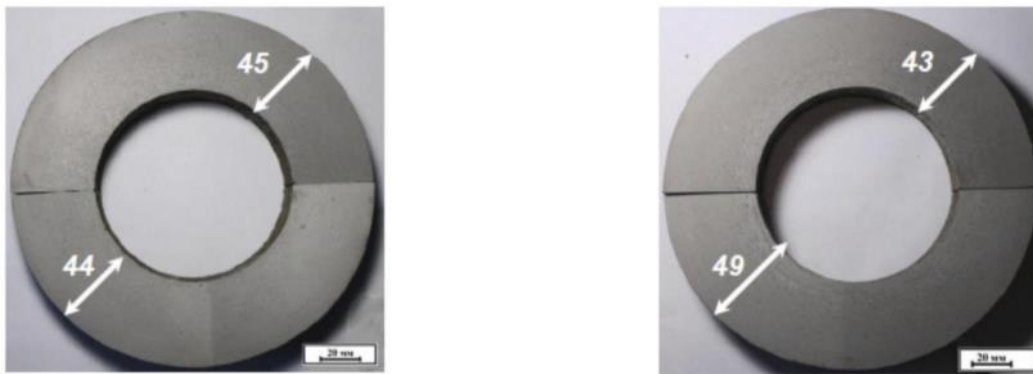


а



б

Рисунок 5. – Труба D x S = 203 x 45 мм після прокатування на пілігримовому стані: а – задній кінець, б – передній кінець



а б
Рисунок 6. – Зовнішній вид темплетів труби $D \times S = 203 \times 45$ мм: а – передній кінець, б – задній кінець

Одним з методів випробувань, пред'явлених до труб-заготовок для подальшої механічної обробки, є контроль макроструктури. На вимогу споживача гарячодетформовані труби з товщиною стінки більше 12 мм перевіряють на макроструктуру. При цьому не повинні бути виявлені сліди усадкової раковини, порожнечі, тріщини, бульбашки та інші вади, видимі без спеціальних приладів. Макроструктуру металу контролювали протравленням спеціально підготовлених зразків в розчині кислот. Оцінку макротемплетів і зламів проводили оглядом неозброєним оком. Для уточнення класифікації дефектів допускається застосувати двох-чотириохразове збільшення (згідно ДСТУ 8975:2019).

В результаті досліджень встановлено, що якість вихідної БЛЗ у забезпечує отримання труб розміром 203×45 мм ($D/S < 6$) зі сталі 45 з задовільною якістю задніх і передніх кінців труб під час прокатки у стик без пільгерголівки, що знижує витратний коефіцієнт металу.

У макроструктурі переднього і заднього кінців труби відзначаються слабо виражені дві області. У структурі першої з них, ширина якої становить до 15 мм, є ліквіація – темні тонкі прошарки розміром 2...3 мм. Ліквіація характеризується підвищеним вмістом перліту і неметалевих включень, які під впливом навантажень можуть сприяти появі розшарувань і тріщин, що знижують механічні властивості труб. Однак у трубах, отриманих зі всіх заготовок (табл. 1) критичних дефектів не виявлено.

Рекомендації щодо вдосконалення технології отримання труб з $D/S < 6$ на ТПА 5-12".

У зв'язку з підвищеною різностінністю стаканів на пресі при отриманні труб малого діаметру з товщиною стінки 45 мм і більше і, як наслідок, підвищеною різностінністю гільз і готових труб за доцільне є зміна технології в результаті переходу на пряму прошивку гільз для труб даного сортаменту, для чого необхідно здійснювати прискорену подачу заготовки від нагрівальної печі до стану-елонгатора, на якому встановити центровачі стрижня оправки і гільзи, а також забезпечити співвісність осі стану і осі прошивки.

При прокатуванні гільз на пільгерстані економія металу за рахунок повного розкочування пільгерголівки складе 152,9 кг (без урахування обрізу заднього кінця труби). Крім того, прокатка гільз у стик збільшує корисну довжину труби за рахунок зменшення затравочного кінця.

Для підвищення точності труб на ТПА 5-12" одержуваних з гільз за схемою Кальмеса (прес-елонгатор) запропоновано кілька нових технологічних рішень. Перша технологія передбачає на прошивному пресі зміну калібрування робочої поверхні матриці та зменшення глибини прошивання отвору з подальшим залишковим прошиванням денця на косовалковому стані-елонгаторі [14]. Технологія покращує центрування заготовки в матриці преса та знижує осьове зусилля на прошивний пуансон у кінці процесу. Друга технологія передбачає формування конічної поверхні заготовки біля денця в процесі прошивання на пресі за рахунок зміни калібрування робочої поверхні матриці з подальшим завданням стакану у валки стану елонгатора збоку денця стакану [15]. Технологія знижує різностінність переднього кінця гільзи за рахунок поліпшення умови його розкати валками на оправці. Третя технологія передбачає наскрізну прошивку заготовки на прошивному пресі (без денця). Для здійснення наскрізної прошивки порожнистої заготовки на пресі знімають підпір на задній торець заготовки, наприклад, переміщенням опорного пуансона в напрямі прошивки і прошивають денце прошивним пуансоном [16]. Нова технологія дає змогу оперативно контролювати й усувати підвищену різностінність порожнистої заготовки на пресі, що має найбільше значення біля її заднього кінця.

Висновки:

Підвищений витратний коефіцієнт металу під час прокатки труб на пілігримовому стані зумовлений особливостями технології, що призводить до збільшення обрізу передніх (затравочних) і задніх кінців труб, які утворюють пілігримову голівку. При цьому витрата металу під час прокатки труб на агрегаті з пілігримовим станом на 50-100 кг на тонну труб вища, ніж на інших агрегатах (з автоматичним, безперервним та ін. станами).

Виконані дослідження на ТПА 5-12" НТЗ деформованості структури БЛЗ, що використовується під час прокатки труб $D \times S = 203 \times 45$ мм з $D/S < 6$, і встановлено, що за сумарної витяжки 5,12, розкати передні і задні кінці труб мають задовільну якість.

Використання методу прокатки гільзи у стик для труб $D \times S = 203 \times 45$ мм (сталь 45) з БЛЗ діаметром 385 мм забезпечує зниження маси обрізу на 152,9 кг за рахунок повного розкачування пілігрової головки (без урахування необхідного додаткового обрізу задніх кінців труб довжиною 50 - 80 мм).

Перелік посилань

1. Крупман Ю. Г., Ляховецкий Л. С., Семенов О. А. Современное состояние мирового производства труб. Москва. 1992. 353 с.
2. Stiefel R., Pugh G. The Manufacture of Seamless Tubes. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers.* – 2023. С. 49-50. DOI: 10.1115/1.4058736
3. Cold forming for high-quality seamless tubes. URL: <https://www.sms-group.com/plants/cold-pilger-mill> (дата звернення 29.04.2024)
4. Козловский А. И., Балакин В. Ф., Угрюмов Ю. Д. Состояние и перспективы развития процесса горячей пилигровой прокатки труб. *Черная металлургия. Бюллетень научно-технической и экономической информации.* – 2012. № 7. С. 82-91.
5. Stasevsky. S. L., Balakin. V. F., Ugryumov. Y. D. Проблемы свободной раскатки пильгерголки и пути их решения. *Збірник наукових праць Дніпровського державного технічного університету (технічні науки).* – 2020. С. 8-13.
6. Li R., Jin P., Wang W., Zhang Ch., Du X., Huang J. (2023). Inner Surface Morphology and Roughness Evolution of Pilgering Thick-Walled Tubes. *Materials.* – 2023. № 16. С. 7618. DOI: 10.3390/ma16247618
7. Chung S.-H., Jeong S.W., Chung W., Joun M. S. Realistic finite element analysis model of the pilgering process to deal with initial tube thickness nonuniformity. *Journal of Manufacturing Processes.* – 2023. № 95. С. 217-228. DOI: 10.1016/j.jmapro.2023.04.015
8. Генкин. В. Я., Есаулов А. Т., Староселецкий М. И., Пикус М. И., Журавлев В. А. Непрерывнолитые круглые заготовки. Москва. 1984. 143 с.
9. Чернявский А. А., Березовский В. В., Угрюмов Ю. Д. Экономия металла при производстве труб нефтяного сортамента. Москва. 1987. 304 с
10. Стасевский, С. Л., Угрюмов, Ю. Д., Гармашов, Д. Ю., Ксёэнз, А. А. Пути уменьшения технологической обрезки на пилигровом стане. *Вісник НТУ «ХПІ».* – 2013. №43(1016). с. 211-220
11. Балакин В., Угрюмов Ю., Угрюмов Д. Пути снижения массы пильгерголки при горячей прокатке труб. *Теория и практика металлургии.* – 2012. № 1-2. С.32-36
12. Matyko O., Fartushnyi R., Mul'chin, V., & Romantsev, B.. (2009). Piercing of continuous-cast alloy-steel blanks on a pipe-rolling system with a pilger mill. *Steel in Translation.* № 39. С. 161-163. DOI: 10.3103/S096709120902017X.
13. Гуляев Ю. Г., Друян В. М. Стальные трубы. Изготовление, применение, сортамент: справочник. Днепропетровск. 2002. 350 с.
14. Спосіб отримання гільз: пат. 94018 Україна. заявл. 12.05.2014. опубл. 27.10.2014. Бюл. №20
15. Спосіб отримання гільз: пат. 108378 Україна., заявл. 05.02.2016. видано 11.07.2016. Бюл. №13
16. Спосіб прошивки заготовки на горизонтальному гідравлічному пресі: пат. 99774 Україна. заявл. 22.12.2014. видано 25.06.2015. Бюл. №12

References

1. Krupman Yu. G., Lyakhovetsky L. S., Semenov O. A. Current state of world pipe production. Moscow. 1992. 353 p.
2. Stiefel R., Pugh G. The Manufacture of Seamless Tubes. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers.* – 2023. P. 49-50. DOI: 10.1115/1.4058736
3. Cold forming for high-quality seamless tubes. URL: <https://www.sms-group.com/plants/cold-pilger-mill> (production date 04/29/2024)
4. Kozlovsky A.I., Balakin V.F., Ugryumov Yu.D. State and prospects for the development of the process of hot pilgrim rolling of pipes. *Ferrous metallurgy. Bulletin of scientific, technical and economic information.* – 2012. Vol. 7. P. 82-91.
5. Stasevsky. S. L., Balakin. V. F., Ugryumov. Y. D. Problems of free rolling of the pilger head and ways to solve them. *Collection of scientific works of the Dnipro State Technical University (technical sciences).* – 2020. P. 8-13.
6. Li R., Jin P., Wang W., Zhang Ch., Du X., Huang J. (2023). Inner Surface Morphology and Roughness Evolution of Pilgering Thick-Walled Tubes. *Materials.* – 2023. Vol. 16. P. 7618. DOI: 10.3390/ma16247618
7. Chung S.-H., Jeong S.W., Chung W., Joun M. S. Realistic finite element analysis model of the pilgering process to deal with initial tube thickness nonuniformity. *Journal of Manufacturing Processes.* – 2023. Vol. 95. P. 217-228. DOI: 10.1016/j.jmapro.2023.04.015
8. Genkin. V. Ya., Esaulov A. T., Staroseletsky M. I., Pikus M. I., Zhuravlev V. A. Continuously cast round billets. Moscow. 1984. 143 p.
9. Chernyavsky A. A., Berezovsky V. V., Ugryumov Yu. D. Metal saving in the production of oil pipes. Moscow. 1987. 304 p.
10. Stasevsky, S. L., Ugryumov, Yu. D., Garmashov, D. Yu., Ksenz, A. A. Ways to reduce technological trim on a pilgrimage camp. *Newsletter of NTU "KhPI".* – 2013. Vol. 43(1016). With. 211-220
11. Balakin V., Ugryumov Yu., Ugryumov D. Ways to reduce the mass of the pilger head during hot rolling of pipes. *Theory and practice of metallurgy.* – 2012. Vol. 1-2. P.32-36
12. Matyko O., Fartushnyi R., Mul'chin, V., & Romantsev, B.. (2009). Piercing of continuous-cast alloy-steel blanks on a pipe-rolling system with a pilger mill. *Steel in Translation.* Vol. 39. P. 161-163. DOI: 10.3103/S096709120902017X.
13. Gulyaev Yu. G., Druyan V. M. Steel pipes. Production, application, assortment: reference book. Dnepropetrovsk. 2002. 350 p.
14. Method for removing cartridges: Pat. 94018 Ukraine. appl. 05/12/2014. publ. 10/27/2014. Bull. No. 20
15. Method for removing cartridges: Pat. 108378 Ukraine. appl. 02/05/2016. seen 07/11/2016. Bull. No. 13
16. Method of piercing a workpiece on a horizontal hydraulic press: Pat. 99774 Ukraine. appl. 12/22/2014. seen 06/25/2015. Bull. No. 12

Колбін М.О. доц.,к.т.н., Ігнат'єв В.С., проф., к.т.н., Головачов А. М. доц.,к.т.н., Ярошенко Я. О., асп., Лосєв Р.Р. студент.

Термодинамічний аналіз магнеїстермії в розплаві солей при виробництві титану

Mikola Kolbin, Volodymyr Ihnatiev, Artem Holovachov, Yaroslav Yaroshenko, Losev Ruslan.

Thermodynamic analysis of magnesiothermy in a salt melt during titanium production

Мета даної роботи прорахувати за допомогою програми HSC зміну теплового ефекта реакції та вільної енергії магнеїстермічного відновлення в розплаві солей при виробництві титану. Отримані результати показують, що зміна теплового ефекта реакції з подвійною солю приблизно в 4 рази менша за традиційну по методу Крола. Таким чином ці результати дозволяють рекомендувати дану подвійну сіль (TiCl₂ · MgCl₂) в якості реагента для отримання титану магнеїстермічним способом

Ключові слова: Метод Крола, подвійна сіль (TiCl₂ · MgCl₂), тепловий ефект, програма HSC.

The purpose of this work is to calculate, using the HSC program, the change in the thermal effect of the reaction and the free energy of magnesiothermal reduction in a salt melt during titanium production. The results show that the change in the thermal effect of the double-salt reaction is about 4 times less than the traditional Kroll method. Thus, the results allow us to recommend this double salt (TiCl₂ - MgCl₂) as a reagent for the production of titanium by the magnesiothermal method

Key words: Kroll method, double salt (TiCl₂ - MgCl₂), thermal effect, HSC program.

Вступ. Серйозним недоліком технології Кроля є гетерогенність реакції відновлення титану. За методом Кроля газоподібний TiCl₄ взаємодіє з дзеркалом розплавленого магнію. Сильна екзотермічна реакція відновлення локалізована на міжфазній поверхні. Виділення великої кількості тепла в порівняльно малому об'ємі простору веде до порушення оптимального теплового режиму при високій швидкості підводу реагентів. Зниження цієї швидкості викликає низьку продуктивність реактору [1].

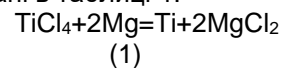
Постановка проблеми. Для поліпшення процесу необхідно переходить до гомогенності процесу відновлення. Це можливо зробити за рахунок переведення усіх вихідних реагентів в газову або рідку фазу. В цьому випадку відсутні дифузійні обмеження і реакція йде по-всьому реакційному об'єму, що дозволяє рівномірно розподіляти теп-

лову навантаженість по реактору і багаторазово збільшити його продуктивність.

Мета і завдання досліджень. Метою даного дослідження є розрахунок зміни теплового ефекта реакції магнеїстермічного відновлення за участю подвійної солі.

Матеріали та методи досліджень. Теоретичні розрахунки, за допомогою програми HSC, яка веде розрахунки термодинамічних параметрів, при рівновазі реакцій які є у цієї програмі, що дозволяє робити розрахунки термодинамічних параметрів реакції магнеїстермічного відновлення подвійної солі при виробництві титану

Результати досліджень. Для порівняння реакції (метод Кролла) було прораховано зміну ΔH, ΔG, за допомогою програми HSC результати розрахунків надані в таблиці 1.

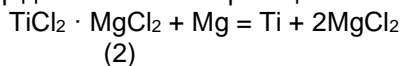


Таблиця 1. Результати розрахунку ΔS, ΔH, ΔG для реакції (1)

TiCl ₄ +2Mg=Ti+2MgCl ₂				
T	deltaH	deltaS	deltaG	K
K	kJ	J/K	kJ	
273.15	-472.868	-61.708	-456.013	1.63E+87
373.15	-475.396	-69.652	-449.405	8.21E+62
473.15	-477.419	-74.473	-442.182	6.61E+48
573.15	-479.176	-77.847	-434.558	4.05E+39
673.15	-480.774	-80.421	-426.639	1.29E+33
773.15	-482.301	-82.535	-418.489	1.89E+28
873.15	-483.834	-84.4	-410.141	3.45E+24
973.15	-502.568	104.693	-400.686	3.23E+21
1073.15	-416.511	-17.509	-397.721	2.29E+19
1173.15	-412.064	-13.647	-396.053	4.32E+17
1273.15	-412.966	-14.385	-394.652	1.56E+16

Як бачимо значення ΔH для цієї реакції знаходяться на рівні -400-500кДж и значення ΔG приблизно на такому ж рівні.

Для реалізації цієї ідеї, тобто гомогенності реакції відновлення, в роботі [2] запропонована магнієтермія в розплаві солей. Процес засновано на відновленні розплаву подвійної солі $TiCl_2 \cdot MgCl_2$ рідким магнієм за реакцією:



$$\Delta H_{298}^{o, TiCl_2 \cdot MgCl_2} = \sum (n_i \Delta H_{f^{o, 298}}^{TiCl_2}) + \sum (n_i \Delta H_{f^{o, 298}}^{MgCl_2}) \quad (1)$$

$$\Delta G_{298}^{o, TiCl_2 \cdot MgCl_2} = \sum (n_i \Delta G_{f^{o, 298}}^{TiCl_2}) + \sum (n_i \Delta G_{f^{o, 298}}^{MgCl_2}) \quad (2)$$

$$\Delta H_{298}^{o} = \sum (n_i \Delta H_{f^{o, 298}}^{кінц}) - \sum (n_i \Delta H_{f^{o, 298}}^{вих}) \quad (3)$$

$$\Delta G_{298}^{o} = \sum (n_i \Delta G_{f^{o, 298}}^{кінц}) - \sum (n_i \Delta G_{f^{o, 298}}^{вих}) \quad (4)$$

Тоді для реакції (2) ΔH^o і ΔG^o будуть мати наступний вигляд

$$\Delta H_{298}^{o} = 2 (\Delta H_{f^{o, 298}}^{MgCl_2}) - (\Delta H_{f^{o, 298}}^{MgCl_2 \cdot TiCl_2}) \quad (5)$$

$$\Delta G_{298}^{o} = 2 (\Delta G_{f^{o, 298}}^{MgCl_2}) - (\Delta G_{f^{o, 298}}^{MgCl_2 \cdot TiCl_2}) \quad (6)$$

Таблиця 2. Результати розрахунку ΔS , ΔH , ΔG для з'єднання $TiCl_2$

TiCl ₂		Titanium(II) chloride		
T	Cp	ΔH	ΔS	ΔG
K	J/(mol*K)	kJ/mol	J/(mol*K)	kJ/mol
273.15	68.547	-516.73	81.29	-538.935
298.15	69.83	-515	87.35	-541.043
373.15	72.73	-509.647	103.352	-548.213
473.15	75.523	-502.228	120.954	-559.458
573.15	77.803	-494.559	135.651	-572.308
673.15	79.852	-486.675	148.326	-586.521
773.15	81.78	-478.593	159.517	-601.924
873.15	83.64	-470.321	169.576	-618.387
973.15	85.457	-461.866	178.742	-635.809
1073.15	87.248	-453.231	187.188	-654.111
1173.15	89.02	-444.417	195.039	-673.227
1273.15	90.78	-435.427	202.392	-693.102

Таблиця 3. Результати розрахунку ΔS , ΔH , ΔG для з'єднання $MgCl_2$

MgCl ₂		Magnesium chloride		
T	Cp	ΔH	Δ S	Δ G
K	J/(mol*K)	kJ/mol	J/(mol*K)	kJ/mol
273.15	69.851	-646.06	83.45	-668.85
373.15	74.752	-638.809	106.034	-678.37
473.15	77.498	-631.186	124.12	-689.91
573.15	79.412	-623.336	139.165	-703.09
673.15	80.948	-615.316	152.06	-717.67
773.15	82.29	-607.153	163.364	-733.45
873.15	83.52	-598.862	173.448	-750.30
973.15	84.682	-590.451	182.566	-768.11
1073.15	93.284	-538.102	235.276	-790.58
1173.15	92.445	-528.818	243.549	-814.53
1273.15	91.796	-519.607	251.084	-839.27

Тоді результати розрахунку ΔH , ΔG для реакції (2) представлені в таблиці 4.

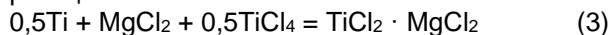
Таблиця 4. Результати розрахунку ΔH , ΔG для реакції (2)

TiCl ₂ · MgCl ₂ + Mg = Ti + 2MgCl ₂		
T	ΔH	ΔG
K	kJ	kJ
273	-129,33	-129.915

573	-128.777	-130.782
773	-128.56	-131.326
1273	-84.18	-147.368

Тобто при всіх досліджених температурах ΔG від'ємне і реакція (2) відбувається, при цьому ΔH значно нижча і знаходиться на рівні -100кДж . Особливістю процесу є те, що всі вихідні реагенти знаходяться в рідкій фазі. MgCl_2 грає роль інертного розводника-термостату, який охороняє зону реакції від перегріву при виділенні тепла реакції TiCl_2 одержують в тому же реакторі віднов-

лення, але в іншій реакційній зоні шляхом пропускання TiCl_4 через титановий порошок (губку) за реакцією:



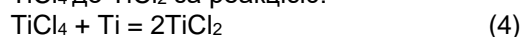
Для цієї реакції також було прораховано термодинамічні параметри за допомогою програми HSC. Результати розрахунків зміни ΔH , ΔG надані в таблиці 5.

Таблиця 5. Результати розрахунку ΔS , ΔH , ΔG для реакції (3)

$0,5\text{Ti} + \text{MgCl}_2 + 0,5\text{TiCl}_4 = \text{TiCl}_2 + \text{MgCl}_2$				
T	deltaH	deltaS	deltaG	K
K	kJ	J/K	kJ	
273.15	-107.093	-31.164	-98.58	7.13E+18
373.15	-108.555	-35.749	-95.215	2.14E+13
473.15	-109.783	-38.673	-91.484	1.26E+10
573.15	-110.857	-40.736	-87.509	9.46E+07
673.15	-111.816	-42.282	-83.354	2.94E+06
773.15	-112.676	-43.474	-79.064	2.20E+05
873.15	-113.437	-44.401	-74.668	2.93E+04
973.15	-114.088	-45.108	-70.191	5.86E+03
1073.15	-114.743	-45.747	-65.649	1.57E+03
1173.15	-117.565	-48.212	-61.005	5.21E+02
1273.15	-117.695	-48.319	-56.178	2.02E+02

Результати розрахунків також свідчать про те що реакція (3) відбувається у всьому інтервалі досліджених температур, а значення ΔH знаходяться на рівні -100кДж .

На відміну від реакції (2) в реакції (3) вихідна суміш шихти є гетерогенна. Реакція (3) ендотермічна і не супроводжується локальним перегрівом. Тепло реакції підводиться з рідким MgCl_2 . Подвійна сіль є продуктом синтезу титанової губки з MgCl_2 . Титанова губка служить відновником для TiCl_4 до TiCl_2 за реакцією:



$\text{TiCl}_4 + \text{Ti} = 2\text{TiCl}_2$				
T	deltaH	deltaS	deltaG	K
K	kJ	J/K	kJ	
273.15	-214.185	-62.327	-197.16	5.08E+37
373.15	-217.11	-71.499	-190.43	4.56E+26
473.15	-219.565	-77.346	-182.969	1.59E+20
573.15	-221.713	-81.472	-175.017	8.95E+15
673.15	-223.633	-84.564	-166.709	8.65E+12
773.15	-225.352	-86.948	-158.128	4.83E+10
873.15	-226.873	-88.801	-149.336	8.60E+08
973.15	-228.176	-90.215	-140.383	3.43E+07
1073.15	-229.485	-91.494	-131.298	2.46E+06
1173.15	-235.13	-96.424	-122.011	2.71E+05
1273.15	-235.39	-96.637	-112.356	4.08E+04

Основна перевага магнієтермії в солевому розплаві перед процесом Крола – краща макрокінетика реакції відновлення, що є більш швидким заповнені реактора губкою. Однак розплавлені магнії і сіль не можуть скласти гомогенний роз-

Автори розробки пропонують сумісність процесів отримання субхлоріда титану і магнієтермії, що дозволяє використовувати енергію екзотермічної реакції. Для реакції (4), також за допомогою програми HSC було прораховано зміну ΔH , ΔG , результати розрахунків надані в таблиці 6. Результати розрахунків також свідчать про те що реакція відбувається у всьому інтервалі досліджених температур.

Таблиця 5. Результати розрахунку ΔS , ΔH , ΔG для реакції (4)

чин. Отже слід чекати коагуляції в солевому розплаві металу в крупні краплі із-за різниці в поверхневому натяганню, що приводить до появлення міжфазної межі і знижує об'ємну продуктивність реактора. Виправляти ситуацію, а заодно запобі-

гати утворенню губки можливо диспергуванням крапель металу накладанням міцних звукових і електромагнітних коливань або інтенсивним механічним змішуванням розплаву в реакторі. Не поєднані в губку частки титану можливо безперечно виводити із реактору, що є великою перевагою пропонованого способу отримання титану – в порівненні з традиційним.

Висновки

.Магнієтермія в розплаві солей поліпшує процес відновлення титану магнієм за рахунок переведення усіх вихідних реагентів в газову або рідку фазу, що гарантує гомогенність процесу. Для цієї мети пропоновано замість газоподібного $TiCl_4$ відновляти хлорид $TiCl_2$ у складі розплаву подвійної солі $TiCl_2 \cdot MgCl_2$ рідким магнієм. Особли-

вості процесу є те, що всі вихідні реагенти знаходяться в рідкій фазі. $MgCl_2$ грає роль термостату, який охороняє зону реакції від перегріву. Зміна теплового ефекту за участю подвійної солі при магнієтермічному відновленні приблизно в 4 рази менша ніж за методом Крола.

Зміна вільної енергії за участю подвійної солі при магнієтермічному відновленні приблизно в 4 рази менша ніж за методом Крола, що дозволяє рекомендувати сіль ($TiCl_2 \cdot MgCl_2$) в якості реагента при магнієтермічному способі виробництва титану.

Не поєднані в губку частки титану можливо безперечно виводити із реактору, що є великою перевагою пропонованого способу отримання титану – в порівненні з традиційним.

Бібліографічний опис

1. Summaru of Emerging Low Cost Ninanium For US Dept of Energy/OAK Ridge National Laboratory – ENK Technologies, January 2004 <http://Kraft-Ninanium-2.pdf>
2. Fuwa Akio, Takaya Satoru/ Producing titanium by reducing $TiCl_2 - MgCl_2$ mixed salt with magnesium in the moeten state// Ibid 2005, v. 57, №10, p. 56-60.
3. Арішкевич О.М., Масленко С.М., Баркалов В.С. та інш.іvvvvv Методичні вказівкі для практичнихзанять та завдання з фізичної хімії/Дніпропетровськ, ДметаУ 1998, 67с.

УДК 669.14

Соболенко М.О., Романова Н.С.

Кінетика розпаду аустеніту при безперервному охолодженні недеформованої борвмісної сталі 30Г1Р

Sobolenko M.A., Romanova N.S.

Kinetics of austenite decay during continuous cooling of undeformed boron-containing steel 30Г1Р

Мета. Провести дослідження кінетики розпаду недеформованого переохолодженого аустеніту за безперервним охолодженням борвмісної сталі. Встановити закономірності формування структури борвмісної сталі за безперервного охолодження з різними швидкостями від температур нагрівання.

Методика. Дослідження фазових перетворень і кінетики розпаду недеформованого переохолодженого аустеніту проводили методом диференційно-термічного аналізу на зразках борвмісної сталі з дослідженнями мікроструктури та твердості.

Результати. Вивчено кінетику перетворень і побудовано термокінетичні діаграми розпаду недеформованого переохолодженого аустеніту борвмісної сталі. Вивчено критичні точки і виявлено особливості впливу швидкості охолодження недеформованого аустеніту на об'ємну частку структурних складових борвмісної сталі.

Наукова новизна. Показано положення критичних точок температур і отримано якісну та кількісну картину структуроутворення досліджуваної борвмісної сталі. Виявлено вплив швидкості охолодження на характер перетворень аустеніту та механічні властивості досліджуваної сталі.

Практична значимість. Проведені дослідження (знання положення критичних точок) дають змогу цілеспрямовано обрати температури нагріву, охолодження та ізотермічних витримок під час розроблення режимів відпалу як у підкритичному інтервалі температур, так і з частковою або повною фазовою перекристалізацією. Отримані результати можуть бути використані при розробці різних режимів термічної обробки, що застосовуються в промислових технологіях виробництва бунтового прокату зі борвмісної сталі для холодної висадки.

Ключові слова: механічні властивості, швидкість охолодження, структуроутворення, термокінетична діаграма, кінетика перетворень недеформованого аустеніту.

Purpose. Conduct a study on the kinetics of decomposition of undeformed supercooled austenite during continuous cooling of boron-containing steel. Establish the patterns of structure formation in boron-containing steel during continuous cooling at various rates from heating temperatures.

Methodology. The study of phase transformations and the kinetics of decomposition of undeformed supercooled austenite was conducted using differential thermal analysis on samples of boron-containing steel, accompanied by investigations of microstructure and hardness.

Findings. The kinetics of transformations were studied, and thermokinetic diagrams of the decomposition of undeformed supercooled austenite in boron-containing steel were constructed. Critical points were examined, and the peculiarities of the influence of the cooling rate of undeformed austenite on the volume fraction of structural components in boron-containing steels were identified.

Originality. The positions of critical temperature points have been demonstrated, and both qualitative and quantitative depictions of the structure formation of the investigated boron-containing steel have been obtained. The influence of cooling rate on the nature of austenite transformations and the mechanical properties of the studied steel has been revealed.

Practical value. The conducted research (knowledge of the positions of critical points) enables the targeted selection of heating, cooling, and isothermal holding temperatures during the development of annealing regimes both in the subcritical temperature range and with partial or complete phase recrystallization. The obtained results can be utilized in designing various thermal treatment regimes applied in industrial technologies for the production of coiled rolled products made from boron-containing steel for cold forging.

Keywords: mechanical properties, temperature regime, cooling rate, structure formation, thermokinetic diagram, kinetics of transformations of undeformed austenite.

Вступ. Основна ознака придатності сталі для використання її в різних конструкціях – це комплекс механічних характеристик, який повинен задовольняти вимогам тієї конструктивної схеми де сталь буде використовуватися. Для конструкційних сталей і сплавів якість визначається стандартними показниками що забезпечують надійність під час використання їх у конструкції. Підвищення надійності металевих виробів і конструкцій з них у поєднанні зі зниженням металоємності шляхом надання сталюючим заготовкам відповідної структури і необхідних властивостей під час термічного оброблення, належать до найважливіших завдань,

які наразі стоять перед металознавцями та фахівцями з термічної обробки металу. Ці питання і їх вирішення безпосередньо пов'язані з підвищенням властивостей конструкційних матеріалів, зокрема металопродукату із борвмісних сталей, призначених для виготовлення високоміцних кріпильних виробів. Саме економнолегована борвмісна сталь, така як 30Г1Р, наразі служить перспективним матеріалом для виробництва високоміцних кріпильних виробів [1] замість традиційно застосовуваних у промисловості сталей, легуваних дорого вартісними елементами. Використання борвмісних сталей дозволяє збільшити обсяги виробництва висо-

комічних виробів, що виготовляються методами холодного об'ємного штампування (ХОШ).

Постановка проблеми досліджень. Технологія виготовлення високоміцних кріпильних виробів розвивається у напрямку збільшення граничного ступеня деформації заготовок (сортового металопрокату) для ХОШ за істотним ускладненням форми кріпильних виробів. Тому до структури і властивостей сталей, що використовуються для виробів цього класу, висуваються додаткові вимоги, а саме однорідність механічних властивостей, підвищений ресурс пластичності та однорідність структури. Відомо, що нерівномірність структури низьковуглецевої сталі для ХОШ призводить до браку виробів під час холодного штампування [2].

Між тим конструкційні сталі для холодної висадки повинні мати у початковому стані структуру зернистого перліту певного балу, рівномірно розподіленого в матриці. Така структура, стосовно зазначених сталей, порівняно зі структурою пластичного перліту, володіє кращою технологічністю й економічністю під час подальших необхідних обробок металу [3, 4]. Для отримання структури зернистого перліту сортовий металопрокат (катанку) призначений для ХОШ піддають сфероїдизуючому відпалу. Традиційні способи сфероїдизації карбідної фази потребують тривалого часу для реалізації процесу термічної обробки (ТО), характеризуються високими енергетичними витратами та мають ряд інших недоліків [4].

Для скорочення тривалості процесу сфероїдизації застосовуються різноманітні схеми передобробок металопрокату, різні способи та технології комбінаційних обробок гарячекатаного прокату для ХОШ [5]. Вказані передобробки зазвичай ґрунтуються на збільшенні дисперсності частинок карбідів і дефектності кристалічної решітки матриці шляхом зниження температури розпаду аустеніту в області евтектійного (перлітного) перетворення. Схема режиму сфероїдизуючого відпалу при цьому принципово не змінюється: відбувається нагрівання з частковою фазовою перекристалізацією і здійснюється сфероїдизація карбідів нижче температури A_{c1} . Тобто сфероїдизація безпосередньо здійснюється у процесі ізотермічної витримки, або у процесі безперервного повільного охолодження, або декількома ізотермічними витримками у процесі охолодження.

Значне скорочення тривалості сфероїдизуючого відпалу досягається завдяки застосуванню електротермічної обробки заготовки [6]. Відмінною особливістю вказаної обробки є високі швидкості нагрівання металу, що забезпечуються завдяки використанню висококонцентрованих

джерел (електроконтактне або індукційне нагрівання). Поряд зі значним скороченням (у декілька разів) тривалості ТО, завдяки специфічному впливу високих швидкостей нагріву на механізм і кінетику структурних змін оброблюваного сортового прокату, досягається більш високий комплекс властивостей сталейних виробів [6].

Однак, треба розуміти, що електротермічна обробка заготовки не лише прискорює процес нагрівання металу до певних необхідних температур (за рахунок чого зменшується загальна тривалість сфероїдизуючого відпалу), а й при цьому може використовуватися для створення таких температурних режимів, за допомогою яких забезпечуються різке прискорення власне безпосередньо сфероїдизації цементиту сталевих заготовок, можливе за рахунок зміни механізмів цього процесу. І це, на нашу думку, є новий погляд, на процес інтенсифікації сфероїдизації цементиту низьковуглецевих борвмісних сталей.

Знання закономірностей формування структури та необхідного рівня механічних властивостей при швидкісних нагріванні та охолодженні борвмісних сталей дають змогу виконати підготовку структурного стану сталі заготовки безпосередньо перед сфероїдизуючою витримкою. Отриманий структурний стан буде враховувати особливості сфероїдизації цементиту у низьковуглецевих сталях, а також сприяти необхідному розподілу глобуль цементиту в феритній матриці. Таким чином проведення досліджень закономірностей впливу швидкісних режимів температуро – деформаційної обробки та подальшого регламентованого охолодження сортового прокату з борвмісних сталей для ХОШ на структурні та фазові перетворення наразі є актуальною проблемою.

Для обґрунтованого підходу до розроблення режимів і технології ТО каліброваної сталі для холодного висаджування на першому етапі досліджували критичні точки та кінетику перетворень недеформованого переохолодженого аустеніту сталі 30Г1Р.

Матеріал та методика досліджень. Дослідження проводили на зразках катанки діаметром 6,5...10 мм зі сталі 30Г1Р (див. табл. 1), яку в даний час широко використовують для отримання високоміцних кріпильних виробів холодною висадкою з подальшим гартуванням і відпусткою. Вміст бора і азоту досліджуваних марок сталей (дивись таблицю 1) при цьому співвідношення бора і азоту забезпечує, з одного боку зростання розжарюваності виробів з цих марок сталі, а з другого боку, подібнення зерна аустеніту під загартування.

Таблиця 1

Хімічний склад досліджуваної марки сталі 30Г1Р

Марка сталі	Масова частка елементів, %										
	C	Si	Mn	Al	Ti	S	P	Cr	Cu	B	N
30Г1Р	0,3	0,30	1,02	0,02	0,017	0,007	0,024	–	–	0,0007	0,016

При проведенні досліджень використовували високошвидкісне електроконтактне нагрівання

зразків на лабораторній установці, яка обладнана пристроями водоповітряного охолодження та сис-

темою контролю, реєстрації і регулювання процесу нагрівання та охолодження. Використання лабораторної установки з високотемпературним електродотакним нагрівом у поєднанні з комплексом печей і термічних ван, що забезпечують необхідний діапазон швидкостей охолодження (від 0,14 до 350 °C/c) шляхом підбору відповідного охолоджуючого середовища, дозволяє вивчати вплив власне ізотермічних і часових параметрів на якість сталі.

Дослідження особливостей структуроутворення виконані із застосуванням диференційно-термічного методу аналізу (ДТА), який дозволяє фіксувати температурні інтервали фазових перетворень у сплаві порівняно з еталоном [7,8]. В якості еталона використовували зразки з нержавіючої сталі марки X18H10T, яка не випробовує перетворень у робочому інтервалі температур. Необхідно відзначити, що метод ДТА дозволяє визначити температуру – часові інтервали утворення зернистого та пластинчатого перліту, і також проводити відпрацювання параметрів сфероїдизуючого відпалу для отримання сталі з заданим ступенем сфероїдизації карбідної фази.

Дослідження мікроструктури металу проводили за допомогою мікроскопа «Neophot-21». Шліфи

виготовляли за стандартною методикою, застосовуваним збільшення при світловій мікроскопії $\times 50$ і $\times 500$. Вимірювання твердості у лабораторних умовах проводили по шкалі Віккерса пристроєм ТП – 7Р1, а механічні властивості визначали при

одновісному розтягуванні за стандартною методикою на машині FU – 10000ez.

Виклад основного матеріалу досліджень. Проведеними дослідженнями встановлено, що положення критичних точок сталі 30Г1Р вказаного хімічного складу відповідає температурам:

$$A_{c1}=725\text{ }^{\circ}\text{C}; A_{c3}=795\text{ }^{\circ}\text{C};$$

Знання положення критичних точок дозволяє цілеспрямовано вибирати температури нагріву, охолодження та ізотермічних витримок і дає змогу виконувати роботи пов'язані, безпосередньо, з розробкою режимів відпалу як у підкритичному інтервалі температур, так і з частковою або повною фазовою перекристалізацією.

Для визначення режимів ТО, отримання різних структурних станів перед сфероїдизуючим відпалом було побудовано термодинамічну діаграму розпаду переохолодженого аустеніту сталі 30Г1Р (рис.1).

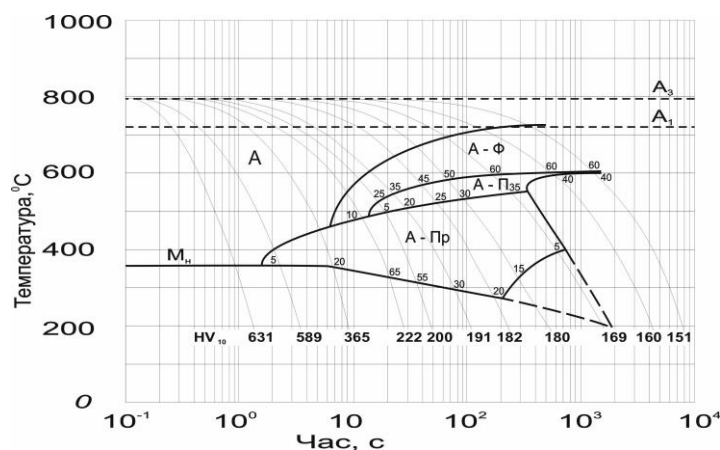


Рис. 1. Термодинамічна діаграма перетворення аустеніту борвмісної сталі 30Г1Р

Проведені дослідження і аналіз побудованої термодинамічної діаграми дозволив проаналізувати процес структуроутворення для сталі вказаного хімічного складу. Кількісний вміст структурних

складових, що виникають при охолодженні з різними швидкостями недеформованого аустеніту сталі 30Г1Р, представлено на рис. 2.

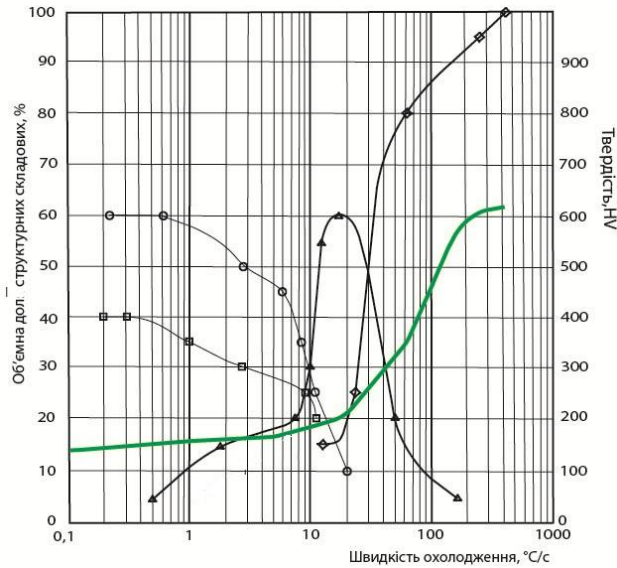


Рис. 2. Вплив швидкості охолодження на твердість та кінетику перетворення переохолодженого аустеніту сталі 30Г1Р: Δ- бейніт; □- ферит; ○ - перліт; ◇- мартенсит

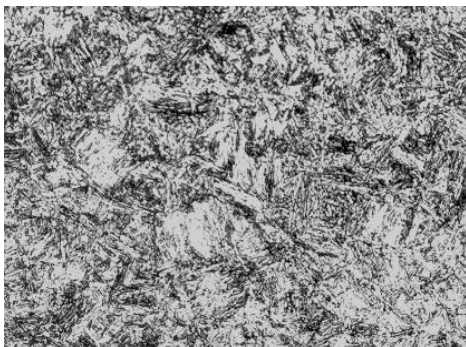
Зіставлення кривих для відповідних структурних складових показує, що утворення об'ємної частки фериту, перліту, бейніту та мартенситу для сталі 30Г1Р має загальний характер змін [9].

Аналіз закономірностей розпаду переохолодженого аустеніту сталі марки 30Г1Р (див. наведені вище рис. 1 та рис.2) показав, що перетворення за бездифузійним механізмом з утворенням 100% мартенситу (рис. 3а) відбувається при швидкості охолодження приблизно 250 °C/c і вище. Початок мартенситного перетворення відповідає температурній точці 355 °C, а твердість продуктів розпаду дорівнює HV 631.

Під час охолодження зі швидкістю нижче критичної (в інтервалі 250 °C/c – 15 °C/c) встигають частково протікати дифузійні процеси за розпадом аустеніту з утворенням крім мартенситу ще і продукту проміжного бейнітного перетворення (до 60% бейніту), що призводить до зниження твердості до 365 HV (рис. 3б). Подальше зниження швидкості охолодження (до 7 °C/c) спричиняє більш ін-

тенсивне протікання дифузійних процесів з виділенням у температурному інтервалі 650 – 550 °C структурно – вільного фериту, а в інтервалі 600 – 500 °C – перліту. У структурі також може бути присутнім в незначній кількості бейніт (рис. 3в). Це призводить до істотного зниження твердості (до 215 – 222 HV), при цьому кількість структури проміжного типу може змінюватися в інтервалі від 40 до 15 – 20%.

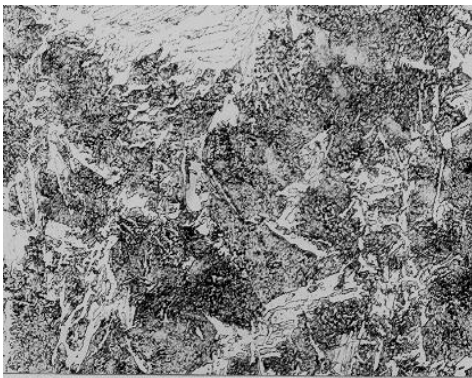
Значне утворення феритно-перлітної структури відбувається при охолодженні зі швидкістю 1 – 5 °C/c і менше. Зниження швидкості охолодження призводить до плавного зростання кількості фериту та перліту у структурі, при цьому кількість бейніту зменшується до 3-5% відповідно даним мікроструктурного аналізу, а при швидкості охолодження 0,5 – 1 °C/c процентне співвідношення фериту и перліту становить відповідно 60 та 40% (рис. 3г). Твердість сталі 30Г1Р з такою структурою дорівнює 169 HV.



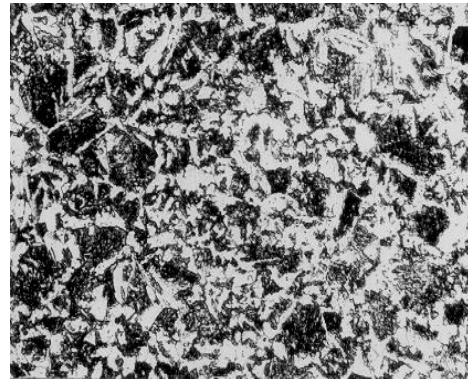
а



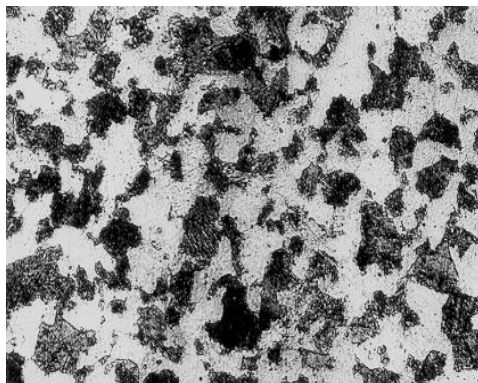
б



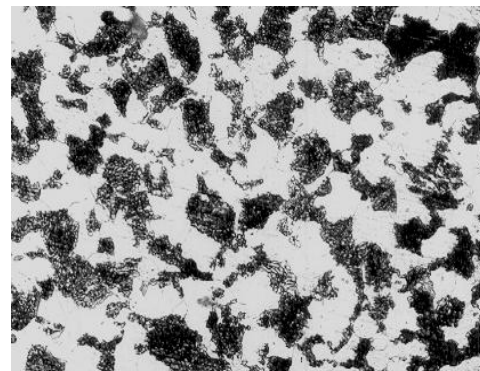
В



Г



Д



е

Рис. 3. Мікроструктура зразків диференціально-термічного аналізу сталі 30Г1Р, х500: а – $V_{ох} \geq 250$ °C/c; б – $V_{ох} = 100$ °C/c; в – $V_{ох} = 50$ °C/c; г – $V_{ох} = 0,5 \dots 1$ °C/c; д, е – $V_{ох} \leq 0,5$ °C/c;

При швидкостях охолодження менше $0,5$ °C/c відбувається практично термодинамічне рівноважне дифузійне перетворення аустеніту з утворенням фериту та перліту (рис. 3 д, е). Твердість такої структури становить 151 HV.

Результати досліджень. На підставі наведених експериментальних даних можемо стверджувати, що характер трансформації переохолодженого аустеніту при безперервному охолодженні має деякі особливості, а саме, значну стійкість у часі переохолодженого аустеніту у проміжній області, що призводить до виникнення у структурі до 65% бейніту при швидкості охолодження 20 °C/c, і навіть при охолодженні зі швидкістю $0,5$ °C/c до 3...5% бейніту. Виявлені особливості впливають на структуру і властивості продуктів аустенітного розпаду і, як наслідок, на формування технологічних властивостей металопрокату при його подальшій переробці. Так, незважаючи на відносно невелику об'ємну частку, у структурі бейніту це може знизити технологічну пластичність підкату, який призначений для холодного деформування (калібрування, висадки та ін.).

Необхідно зазначити, що наведені дані стосуються закономірностей розпаду аустеніту, з окремого нагрівання. У реальному технологічному процесі виготовлення сталевих заготовок для

ХОШ гаряча пластична деформація порушує стан аустеніту, а безперервно – послідовний вплив пластичної деформації і наступне охолодження суттєво впливає на структуру і властивості сталі [10]. Для вивчення впливу гарячої пластичної деформації на кінетику фазових перетворень у сортовому прокаті із борвмісних сталей необхідно проведення додаткових досліджень, що дасть змогу обґрунтовано розглядати питання щодо розроблення режимів відпалу сталі на зернистий перліт з різною вихідною структурою.

Висновки. Вивчено критичні точки і виявлено особливості впливу швидкості охолодження недеформованого аустеніту на об'ємну частку структурних складових борвмісної сталі 30Г1Р у широкому діапазоні швидкостей охолодження. Отримано якісну і напівкількісну картину структуроутворення сталі 30Г1Р. Проведені дослідження критичних точок і кінетики розпаду аустеніту за безперервного охолодження можуть бути використані для розроблення різних режимів ТО з окремого нагрівання сталі. У результаті проведених досліджень експериментально підтверджена можливість розробки швидкісних режимів сфероїдируючого відпалу низьковуглецевих сталей з отриманням рівномірного розподілу глобул цементиту у феритній матриці.

Бібліографічний опис

1. Парусов В.В., Парусов О.В., Сичков А.В. Прокат з боровмісних сталей для високоміцних кріпильних виробів: монографія, Дніпро, Арт-прес, 2010, 160 с.
2. Sobolenko M., Mamuzic I. Promising directions for comprehensive spheroidization of cementite in low-carbon steels for cold extrusion. 17th International Symposium of Croatian metallurgical society. SHMD 2024. Materials and metallurgy. Section "A". p. 308. – ISSN 0543-5846.
3. Долженков І.Є. Вплав пластичної деформації і інших предобробок на сфероїдизацію карбидів в сталях. *Теорія і практика металургії*. Дніпро. 2007. №1 (56). С. 66 – 68.
4. Іващенко В.П., Швачич Г.Г., Соболенко М.О. Новітні металургійні технології на основі використання продуктивних багатопроекторних обчислювальних комплексів. *Теорія і практика металургії*. 2013. № 3 – 4 (92 – 93). С. 78 – 87.
5. Долженков І.Є. Шляхи значного скорочення часу і покращення якості сфероїдизації карбидів у сталевій металопродукції. *Будівництво, матеріалознавство, машинобудування*. 2011. № 58. С. 262 – 267.
6. Гуль Ю.П., Соболенко М.О. Основи швидкісної сфероїдизації цементиту в низьковуглецевих сталях для холодної висадки. *Будівництво, матеріалознавство, машинобудування*. 2012. №64. 128 – 136.
7. Клименко О.П., Карнаух А.І., Буря А.І., Сітар В.І. Диференціально - термічний аналіз і технології термічної обробки. Монографія. Дніпро. Пороги. 2008. 323 с.
8. Карнаух А.І., Клименко О.П., Коломоець А.М., Величко Л.Ю. Застосування диференційного термічного аналізу при відпрацюванні параметрів технологічних процесів. *Обладнання і технології термічної обробки металів і сплавів*. Збірник доповідей 8 – го Міжнародного Конгресу, м. Харків. 2007. Том 1. С.22 – 29.
9. Соболенко М.О. Про проблему математичного моделювання параметрів швидкісної сфероїдизуючої обробки вуглецевих низьколегованих сталей. *Наукові вісті. Сучасні проблеми металургії*. Дніпро. 2007. № 10. С. 123 – 137.
10. Парусов, Е.И., Губенко, С.И., Клименко, О.П., Чуйко, І.М., Сагура, Л.В. Особливості кінетики розпаду аустеніту і закономірності формування структури сталі С82D за безперервного охолодження. *Вісник Придніпровської державної академії будівництва та архітектури*. 2018. №2. С. 16 – 25. – ISSN 2312-2676.

References

1. Parusov V.V., Parusov O.V., Sichkov A.B. Rolled products from boron-containing steels for high-strength fasteners. Monograph. Dnipro. Art – pres. 2010. 160 p.
2. Sobolenko M., Mamuzic I. Promising directions for comprehensive spheroidization of cementite in low-carbon steels for cold extrusion. 17th International Symposium of Croatian metallurgical society. SHMD 2024. Materials and metallurgy. Section "A". P. 308. – ISSN 0543-5846.
3. Dolzhenkov I.E. The influence of plastic deformation and other pretreatments on the spheroidization of carbides in steels. Theory and practice of metallurgy. Dnipro. 2007. No. 1 (56). pp. 66 – 68.
4. Ivashchenko V.P., Shvachich G.G., Sobolenko M.O. New metallurgical technologies based on the development of productive rich-processor computing complexes. Theory and practice of metallurgy. 2013. No. 3 – 4 (92 – 93). pp. 78 – 87.
5. Dolzhenkov I.E. Ways to significantly reduce the time and improve the quality of spheroidization of carbides in steel products. Construction, materials science, mechanical engineering. 2011. No. 58. P. 262 – 267.
6. Gul, U.P., Sobolenko M.O. Fundamentals of high-speed spheroidization of cementite in low-carbon steels for cold heading. Construction, materials science, mechanical engineering. 2012. No. 64. 128 – 136.
7. Klymenko O.P., Karnaukh A.I., Burya A.I., Sitar V.I. Differential - thermal analysis and thermal processing technologies. Monograph. Dnipro Thresholds 2008. 323 p.
8. Karnaukh A.I., Klymenko O.P., Kolomoets A.M., Velichko L.Yu. The use of differential thermal analysis when working out the parameters of technological processes. Equipment and technologies for heat treatment of metals and alloys. Collection of reports of the 8th International Congress, Kharkiv 2007. Volume 1. P.22-29.
9. Sobolenko M.O. On the problem of mathematical modeling of parameters of high-speed spheroidizing processing of carbon low-alloy steels. Scientific news. Modern problems of metallurgy. Dnipro 2007. No. 10. P. 123 - 137.
10. Parusov, E.I., Gubenko, S.I., Klymenko, O.P., Chuyko, I.M., Sagura, L.V. Peculiarities of the kinetics of austenite decay and patterns of structure formation of C82D steel under continuous cooling. Bulletin of the Dnipro State Academy of Construction and Architecture. 2018. No. 2. P. 16 - 25. - ISSN 2312-2676.

ЗМІСТ

VELYCHKO ¹ A.G., SUKHYI ² K.M., JIANG ZHOUHUA ³	5
VIBRATION CHARACTERISTICS AND DYNAMIC CONTROL OF VACUUM TREATMENT	5
ГРЕК О. С., ВЕЛИЧКО К.О.	13
ІНДУКЦІЙНА ПІЧ - УНІВЕРСАЛЬНИЙ МЕТАЛУРГІЙНИЙ АГРЕГАТ ДЛЯ ТВЕРДОФАЗНОГО ВІДНОВЛЕННЯ ТА ПЛАВЛЕННЯ СТАЛІ І ВИСОКО ВУГЛЕЦЕВОГО ФЕРОМАРГАНЦЮ*	13
GREK O. S., VELYCHKO K. O.	13
INDUCTION FURNACE - A UNIVERSAL METALLURGICAL UNIT FOR SOLID-PHASE REDUCTION AND MELTING OF STEEL AND HIGH-CARBON FERROMANGANESE**	13
<i>Ключові слова:</i>	13
<i>Keywords:</i>	13
ГОЛУБ І. В., БІЛА О.В., НОСКО О.А., КОВЗІК А.М.	22
Дослідження поведінки азоту при обробці металу	22
HOLUB I. V. , BILA O.V., NOSKO O.A., KOVZIK A.M.	22
STUDY OF NITROGEN BEHAVIOR DURING METAL PROCESSING	22
ЗАСЕЛЬСЬКИЙ В. Й., ПОПОЛОВ Д. В.	30
МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ РУХУ СІЯЧОЇ ПОВЕРХНІ ГРОХОТУ В УМОВАХ ЇЇ УДАРНО-ВІБРАЦІЙНОЇ ДІЇ.....	30
ZASELSKYI V., POPOLOV D.....	30
A MATHEMATICAL MODEL OF THE MOTION OF THE SCREENING SURFACE UNDER THE CONDITIONS OF ITS IMPACT VIBRATION ACTION	30
БАЛАКІН В. Ф., СТАСЕВСЬКИЙ С. Л., УГРЮМОВ Ю. Д., БАЛАХАНОВА Т. В., УГРЮМОВ Д. Ю.	41
МЕТАЛОЗБЕРІГАЮЧА ТЕХНОЛОГІЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ТОВСТОСТІННИХ ТРУБ З БЕЗПЕРЕРВНОЛИТОЇ ЗАГОТОВКИ НА ПІЛІГРИМОВОМУ СТАНІ 41	
BALAKIN V. F., STASEVSKY S. L., UGRYUMOV YU. D., BALAKHANOVA T. V., UGRYUMOV D. YU.	41
КОЛБІН М.О. ДОЦ.,К.Т.Н., ІГНАТЬЄВ В.С., ПРОФ., К.Т.Н., ГОЛОВАЧОВ А. М. ДОЦ.,К.Т.Н., ЯРОШЕНКО Я. О., АСП., ЛОСЕВ Р.Р. СТУДЕНТ.	48
ТЕРМОДИНАМІЧНИЙ АНАЛІЗ МАГНІОТЕРМІЇ В РОЗПЛАВІ СОЛЕЙ ПРИ ВИРОБНІЦТВІ ТИТАНУ	48
MIKOLA KOLBIN, VOLODYMYR IHNATIEV, ARTEM HOLOVACHOV, YAROSLAV YAROSHENKO, LOSEV RUSLAN.....	48
THERMODYNAMIC ANALYSIS OF MAGNESIOTHERMY IN A SALT MELT DURING TITANIUM PRODUCTION	48
СОБОЛЕНКО М.О., РОМАНОВА Н.С.	52
КІНЕТИКА РОЗПАДУ АУСТЕНІТУ ПРИ БЕЗПЕРЕРВНОМУ ОХОЛОДЖЕННІ НЕДЕФОРМОВАНОЇ БОРВМІСНОЇ СТАЛІ 30Г1Р	52
SOBOLENKO M.A., ROMANOVA N.S.	52
KINETICS OF AUSTENITE DECAY DURING CONTINUOUS COOLING OF UNDEFORMED BORON-CONTAINING STEEL 30Г1Р	52
ЗМІСТ	58
CONTENT	59

CONTENT

VELYCHKO ¹ A.G., SUKHYY ² K.M., JIANG ZHOUHUA ³	5
VIBRATION CHARACTERISTICS AND DYNAMIC CONTROL OF VACUUM TREATMENT	5
ГРЕК О. С., ВЕЛИЧКО К.О.....	13
ІНДУКЦІЙНА ПІЧ - УНІВЕРСАЛЬНИЙ МЕТАЛУРГІЙНИЙ АГРЕГАТ ДЛЯ ТВЕРДОФАЗНОГО ВІДНОВЛЕННЯ ТА ПЛАВЛЕННЯ СТАЛІ І ВИСОКО ВУГЛЕЦЕВОГО ФЕРОМАРГАНЦЮ*	13
GREK O. S., VELYCHKO K. O.	13
INDUCTION FURNACE - A UNIVERSAL METALLURGICAL UNIT FOR SOLID-PHASE REDUCTION AND MELTING OF STEEL AND HIGH-CARBON FERROMANGANESE**	13
<i>Ключові слова:</i>	13
<i>Keywords:</i>	13
ГОЛУБ І. В., БІЛА О.В, НОСКО О.А., КОВЗІК А.М.	22
Дослідження поведінки азоту при обробці металу.....	22
HOLUB I. V. , BILA O.V. , NOSKO O.A. , KOVZIK A.M.	22
STUDY OF NITROGEN BEHAVIOR DURING METAL PROCESSING.....	22
ЗАСЕЛЬСЬКИЙ В. Й., ПОПОЛОВ Д. В.	30
МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ РУХУ СІЯЧОЇ ПОВЕРХНІ ГРОХОТУ В УМОВАХ ЇЇ УДАРНО-ВІБРАЦІЙНОЇ ДІЇ.....	30
ZASELSKYI V., POPOLOV D.	30
A MATHEMATICAL MODEL OF THE MOTION OF THE SCREENING SURFACE UNDER THE CONDITIONS OF ITS IMPACT VIBRATION ACTION	30
БАЛАКІН В. Ф., СТАСЕВСЬКИЙ С. Л., УГРЮМОВ Ю. Д., БАЛАХАНОВА Т. В., УГРЮМОВ Д. Ю.....	41
МЕТАЛОЗБЕРІГАЮЧА ТЕХНОЛОГІЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ТОВСТОСТІННИХ ТРУБ З БЕЗПЕРЕРВНОЛІТОЇ ЗАГОТОВКИ НА ПІЛІГРИМОВОМУ СТАНІ.....	41
BALAKIN V. F., STASEVSKY S. L., UGRYUMOV YU. D., BALAKHANOVA T. V., UGRYUMOV D. YU.....	41
КОЛБІН М.О. ДОЦ.,К.Т.Н., ІГНАТЬЄВ В.С., ПРОФ., К.Т.Н., ГОЛОВАЧОВ А. М. ДОЦ.,К.Т.Н., ЯРОШЕНКО Я. О., АСП., ЛОСЕВ Р.Р. СТУДЕНТ.	48
ТЕРМОДИНАМІЧНИЙ АНАЛІЗ МАГНІОТЕРМІЇ В РОЗПЛАВІ СОЛЕЙ ПРИ ВИРОБНІЦТВІ ТИТАНУ	48
MIKOLA KOLBIN, VOLODYMYR IHNATIEV, ARTEM HOLOVACHOV, YAROSLAV YAROSHENKO, LOSEV RUSLAN.	48
THERMODYNAMIC ANALYSIS OF MAGNESIOTHERMY IN A SALT MELT DURING TITANIUM PRODUCTION	48
СОБОЛЕНКО М.О., РОМАНОВА Н.С.	52
КІНЕТИКА РОЗПАДУ АУСТЕНІТУ ПРИ БЕЗПЕРЕРВНОМУ ОХОЛОДЖЕННІ НЕДЕФОРМОВАНОЇ БОРВМІСНОЇ СТАЛІ 30Г1Р	52
SOBOLENKO M.A., ROMANOVA N.S.....	52
KINETICS OF AUSTENITE DECAY DURING CONTINUOUS COOLING OF UNDEFORMED BORON-CONTAINING STEEL 30G1P	52
ЗМІСТ.....	58
CONTENT	59