

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

ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ

1-2

2018

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
2018

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

<p style="text-align: center;">Загальнодержавний науково-технічний журнал</p> <p style="text-align: center;">ISSN 1028-2335</p> <p style="text-align: center;"><i>Випуск 1-2 (112-113) 2018р</i></p>	<p>Засновники: Центр (відділення) матеріалознавства і металургії Академії інженерних наук України Національна металургійна академія України</p>
<p>Свідоцтво о реєстрації: серія КВ № 21962-11862ПР від 23 березня 2016 року</p> <p>Постановою президії Вищої атестаційної комісії України від 16.05.2016 р. журнал включено до переліку наукових фахових видань України в галузі технічних наук за номером 1156</p> <p>Рекомендовано Вченою Радою Національної металургійної академії України №8 від 26.06.2018</p> <p style="text-align: center;">Формат 60x84¹/₈. Ум.друк.арк. 11,7 Адреса редакції та видавця: Національна металургійна академія України, пр.Гагаріна, 4, м.Дніпро, 49005 т.(0562) 47-44-42; (067)719-37-51 Тираж 100 прим.</p>	<p><i>Головний редактор,</i> <i>голова редакційної ради,</i> <i>Зам. головного редактора</i> <i>Відповідальний секретар</i></p> <p style="text-align: right;">чл.-кор. НАНУ О.Г. Величко д.т.н., проф. Л.В. Камкіна к.т.н., доц. Я.В.Мяновська</p> <p>к.т.н. Ахмед Абдель-карім А.М. д.т.н., проф. Бабаченко О.І. д.т.н., проф. Білодіденко С.В. д.т.н., проф. Бойченко Б.М. д.т.н., проф. Волкова О.І. акад. НАНУ Гасик М.І. д.т.н., проф. Грищенко С.Г. д.т.н., проф. Губинский М.В. д.т.н., проф. Іващенко В.П. д.т.н., проф. Кавалек А. д.т.н., проф. Камкіна Л.В. д.т.н., проф. Мазур В.І. д.т.н., проф. Пройдак Ю.С. д.т.н., проф. Тараканов А.К. д.т.н., проф. Тогобицька Д.М. д.т.н., проф. Фролов Я.В. д.т.н., проф. Хричіков В.Є. д.т.н., проф. Чанг Мей д.т.н., проф. Чернятевич А.Г.</p> <p style="text-align: center;">Комп'ютерне верстання О.Г.Безшкуренко</p>

Передрук лише за дозвілом 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**

Величко О.Г., Бойченко Б.М.

Вчителю з глибокою вдячністю...

Аналіз історії розвитку науки показує, що чим вище теоретичний рівень тієї чи іншої області людських знань, тим раніше повинен проявлятися талант майбутнього вченого, чому сприяє не зашореність і гнучкість молодого розуму. Свою першу статтю про утворення тріщин на зливках спокійної сталі, використовуючи матеріали дипломної роботи, студент ДМетІ В.І. Баптизманський опублікував в «Збірнику науково-дослідних робіт студентів і молодих вчених» (1940), який став інкубатором для ряду молодих людей його покоління, що склали з часом предмет гордості інституту.

Уже в 1930-х роках в ДМетІ, як в дослідницькому університеті, отримала розвиток практика залучення студентів до науково-дослідних робіт, що було характерним не для всіх вузів того часу. Згодом науково-дослідницька робота студентів (НДРС) стала візитною карткою нашого інституту.

Відслуживши Батьківщині на полях битв Великої Вітчизняної війни, В.І. Баптизманський завершив справу, розпочату ще в студентські роки, захистивши кандидатську дисертацію «Тріщини від температурних напружень в сталевих зливках» (1948), присвячену, головним чином, теоретичному аналізу питання.

Пізніше В.І. Баптизманський зізнавався, що хотів стати фізиком, проте проза життя не дозволила цього. Проте, вся його наукова діяльність була підпорядкована теоретичному аналізу сталеплавильних процесів, підтверджуючи афоризм «немає нічого практичніше доброї теорії».

У 1950-х роках він публікувався в «Українському хімічному журналі» і «Журналі прикладної хімії», відстоював своє бачення фундаментальних основ металургійних процесів в полеміці з видатними вченими.

«Фізичні гени» зіграли вирішальну роль в важливий для світової металургії період переходу від конвертерних процесів донного повітряного дуття до верхньої кисневої продувки. Провівши лабораторні і промислові експерименти і теоретичне зіставлення цих варіантів конвертерного переділу, В.І. Баптизманський захистив докторську дисертацію (1960) і написав монографію «Механізм і кінетика процесів в конвертерній ванні» (1960), яка стала точкою відліку його авторитету в науковому світі, як провідного фахівця в області конвертерного виробництва сталі. У дискусії про подальші шляхи розвитку вітчизняного сталеплавильного виробництва («Сталь», 1960) його думка на користь пріоритетного розвитку киснево-конвертерного процесу зіграла не останню роль. Проводячи дослідження на кафедрі теорії металургійних процесів, а потім, керуючи понад чверть сторіччя кафедрою металургії сталі, В.І. Баптизманський поставив другу віху на своєму життєвому шляху, видавши монографію «Теорія киснево-конвертерного процесу» (1975) і підкресливши в назві, як і в першому випадку, свої теоретичні пріоритети.

Монографія була перевидана за кордоном. Вона випередила свій час і дотепер залишається настільною книгою науковців і виробників. Ідеї, викладені в ній, стали базою для створення нових технологій інтенсифікації продувки, підвищення частки скрапу в шихті конвертерів, контролю конвертерних процесів.

Ці ідеї знайшли також продовження в розробці В.І. Баптизманським теорії, технології та устаткування безперервного сталеплавильного процесу конвертерного типу, який внаслідок оригінальності і переваг розглядається як

один з найперспективніших для виробництва сталі в майбутньому.

Колектив кафедри металургії сталі під керівництвом В.І.Баптизманського одним з перших почав дослідження і розробку інноваційних технологій для позапічної обробки сталі: продувки металу в ковші нейтральним газом, його десульфурзації, отримання глибоко рафінуючих сталь шлаків.

Розвиваючи теорію та практику безперервної розливки сталі, був розроблений механізм виникнення дефектів заготовок, що дозволило визначити безпечні швидкості розливання і підвищити продуктивність машин безперервного лиття.

Не залишилися без уваги і проблеми мартенівського виробництва, розливання в виливниці і т.п.

За роки своєї натхненної праці В.І. Баптизманський написав понад 700 статей, 9 монографій, 8 підручників. На його рахунку 69 патентів.

Завдяки його науковому та педагогічному спадку були створені умови для викладання фахових дисциплін на сучасному науково-технічному рівні. Так, зокрема, були написані і закладені в основу вищої металургійної освіти вісім підручників, два з яких отримали Державну премію України в галузі науки і техніки (в 1975 і 1999 роках). Він дав путівку в високу науку 76 кандидатам і 20 докторам наук.

Значні заслуги В.І. Баптизманського в науково-педагогічній діяльності високо оцінені науковою громадськістю: він був обраний членом-кореспондентом Національної Академії наук України. На цьому посту, на посаді завідувача кафедри, сумлінно працюючи в державних органах і громадських організаціях, він вніс неоціненний вклад в розвиток вищої освіти та металургійної галузі.

Країна гідно оцінила ратну і мирну працю В.І. Баптизманського численними нагородами. Нині, коли відзначається 100-річчя з дня народження В.І. Баптизманського, ми, його учні, з вдячністю згадуємо турботу Вчителя про колег, співробітників, його наполегливість і працьовитість, цілеспрямованість і вміння передбачити хід подій, блискучу лекторську майстерність, намагання зробити за коротке людське життя якомога більше. Навіки залишилася добра пам'ять про Вадима Іпполітовича Баптизманського в серцях усіх, хто його знав.

Все життя В.І. Баптизманського є підтвердженням думки, яка була висловлена видатним вітчизняним біологом Н.К. Кольцовим: «Кожен видатний вчений повинен володіти потягом до влади ..., благородною формою якого є прагнення переконати інших, переконати весь світ у відкритій істині».

UDC 669.184.244

*Величко О.Г., Т. Лю, Абрамов С.О., Гришин В.С.***ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВОДООХОЛОДЖЕННЯ
НАКОНЕЧНИКІВ КИСНЕВИХ ФУРМ***Velychko O.G., T. Liu, Abramov S.O., Gryshin V.S.***ENHANCING THE EFFICIENCY OF WATER COOLING OF
OXYGEN BLOWING LANCE TIP**

Анотація. На підставі моделювання гідродинамічних процесів, що відбуваються в наконечниках кисневих фурм конвертерів, зроблено висновок про те, що сучасні конструкції наконечників не забезпечують ефективне охолодження в засопловій зоні. Для виключення цих явищ розроблена конструкція наконечника, що включає мідний вінець та сталевий сопловий корпус, в яких передбачені напрямні потоки води.

Ключові слова: наконечник, киснева фурма, спіраль Архімеда, гідродинаміка, охолодження, моделювання.

Abstract. Based on the simulation of the hydrodynamic processes occurring in oxygen blowing lance tips of the converters with vertical blowing, the authors of the current publication conclude that in spite of the target for the contemporary existing designs of oxygen blowing tips to redistribute the cooling water flows and to intensify the overall cooling, they allow forming the areas of hydrodynamic resistance in the vicinity of the tip nozzles leading to slowing the cooling water flows and the thermal erosion of the nozzle rims. The findings of the authors have driven to the development of the blowing nozzles form the channels in a way similar to Laval nozzles, this makes the cooling substance flows run faster and deliver the effective cooling to the oxygen converter blowing lance tips.

Key Words: tip, oxygen blowing lance, Archimedean spiral, hydrodynamics, cooling, simulation.

1. Introduction

One of the highly effective resource-saving directions is the optimization of both the blowing regimes and the equipment designed for their provision, as this allows rather fast achieved improvement on their technical and economical parameters of the dedicated processes as well as on their ecological friendliness and attaining thereof without considerable financial expenses. Thus, the blowing regimes stimulate the research interest constantly being supported by the studies on oxygen converter blowing lance improvement, accounting those conducted with computer simulation of the hydrodynamic processes in blowing lance tips with the purpose to improve their service life and stability in operation.

2. Previous Publication Background and Problem Statement

Many publications have been devoted to the issues of complex analysis conducted on heat and hydrodynamic work of the water-cooled tips of oxygen-converter blowing lances under critical conditions of their operation. This work allows Sushchenko A. V. et al. to define the conditions stipulating the early wearing of blowing lance tips and their short service lives [1]. Moreover, this publication reports on the principle types of blowing lance tip wearing: erosion of the bottom end part of the copper crown, erosion of the outcoming rim of the blowing nozzles, destruction (weld cracks on the copper-steel junction). Furthermore, the conclusion is suggested that the indicated types of wearing as well as the other types are of the

thermal nature.

The [confluence of factors](#) determining the withstandability of the oxygen converter blowing lance tips can be classified into two major groups:

External, those defining the intensity of heat delivered to the blowing lance and the heat removal;

Internal, those defining its thermal characteristics and durability [2,3].

A certain amount of studies [4-7] resulted in the conclusion that the vast heat flows cause the film boiling of the cooling water on the inner surface of the lance tip that is the way opened to its erosion. In [8], based on critical analyses of a large amount of the experimental and the analytical studies, it is shown that the transition to the film boiling is related to the critical overheat temperature reached within the liquid on the wall being heated. Conducted with the assistance of the turbulence model, the digital simulation on the cooling water current within the oxygen blowing lance evidences that the existing blowing lance tips are cooled inefficiently due to the presence of stagnation zones [8].

According to [9], for eliminating the stagnation zones, one should split the main water current directed into the paths between the nozzles and into the circular gap between the splitter and internal surface of copper cup. The water removing is provided by the special tubes.

Based on the analysis conducted on the existing achievements in the area of blowing lance tip efficiency enhancing and blowing lance tip cooling, the ne-

* Величко Олександр Григорович – д.т.н., проф., член кор. НАНУ, ректор НМетАУ
Лю Тяньї – аспірант НМетАУ
Абрамов Сергій Олексійович – аспірант НМетАУ
Гришин Володимир Сергійович – к.т.н., доцент НМетАУ

cessity to optimize the tip construction has been revealed, these measures are to target the problem of speeding up the water flows and their turbulence for eliminating film boiling within stagnation zones.

3. Research Purpose and Tasks to Solve

The authors of the current publication aim at enhancing the durability of the blowing lance tips for oxygen converters by means of intensification of the zones located in the vicinity of their nozzles.

In order to reach the claimed target, the following tasks have been solved:

- simulation of the hydrodynamic processes in 4-nozzle tips and 5-nozzle tips of blowing lances;
- development of the structural element for both the copper crown and the steel shell of the tip with the purpose to enhance the effectiveness of inner surface cooling.

4. Research Materials and Methods.

In the course of our research, the following methods were applied: the general methods of system analysis and synthesis, applied systems analysis, structured synthesis and computer simulation. The named methods allow revealing the regularity in the interaction of the processes occurring in tip operation, tip constructions with thermal characteristics and durability.

5. Research Results and Discussion.

In modern oxygen converter shops, a wide application has found the blowing lances with distributor plates, which direct the cooling water to the central part of the copper crown [2,6]. The efficiency of cooling and tip performance has been evaluated via the operational results and the methods of computer simulation of the hydrodynamic flows of the cooling water (Figure 1). In spite of the peripheral water supply, the distributor plate of the shell is able to direct the cooling flows (2) into the central part of the tip, where they come to the centre of the crown at high velocities, wash its inner surface and further pass into the water removing duct. This judgment is supported by the spectra of the cooling water velocity fields obtained through computer simulation (Fig. 2).

As general, in the area behind the nozzles within the tip inner surfaces, the flows of the cooling water slow down and this leads to the formation of the stagnation zones. Further, the indicated zones are one of the reasons why the blowing lance nozzle rims undergo thermal erosion and in such a case we observe the decreased withstandability of the blowing devices.

In order to determine the sizes of those very zones within the nozzle vicinities where the cooling water flows lose in their velocities, we have applied Solid-Works Flow Simulation to carry out velocity fields scanning at points of 1-9 (refer to Fig. 3). The results of the simulation carried out for the tips equipped with distributor plates are summarized in Fig. 5. In the scanned points number 1 and number 9, the flow velocities are quite high. While mixing behind the nozzle, there have been recorded considerable decreases in the velocities of washing, namely from point 1 to points 2-3 and further, from point 9 to points 8-7 and

further. The scanned points are obviously within the zone of well-expressed stagnation where the velocities registered are less than 1 m/s, irrespectively the cooling water pressure.

The further experiments conducted with the idea to eliminate the stagnation zones have allowed the development of a new design for the copper crown of the blowing lance [11]. The new copper crown possesses an arc shaped guiding blade behind each nozzle, the contours of which are the segments of two Archimedean spirals, described as follows: for the external segment - $x(\varphi) = 12.8 \cdot \varphi \cdot \sin \varphi$, $y(\varphi) = 12.8 \cdot \varphi \cdot \cos \varphi$ while for the internal segment - $x(\varphi) = 12.79 \cdot \varphi \cdot \sin \varphi$, $y(\varphi) = 12.79 \cdot \varphi \cdot \cos \varphi$, where φ is the turning angle in radians and the coefficients of 12.8 and 12.79 have been defined experimentally (Fig. 5).

The contour of the through channel, formed by the outer diameter of the blowing nozzle and the inner surface of the blade, makes up the narrowing and the expansion like the Laval nozzle. This allows the increase in the cooling water flow velocity and prevents the stagnation zones.

The cooling water hydrodynamic simulation confirms the above claimed as it has been carried out for an arc shaped guiding blade which directs the cooling flows into the areas behind the nozzles. The scanning operations for points 1-9, located in these zones (refer to Fig. 5), have showed a drop in the flow velocity down to 5-6 m/s at different pressures (shown in Fig. 6). However, at such velocities, the stagnation zones do not form, that is the fact proved by the velocity fields simulation (Fig. 7).

When the pressure of the cooling water is less than 1.0 MPa, the liquids occurring in the layer near the wall slow down under the influence of the friction acting on them from the inner surface of the tip. The slowed velocity of cooling is able to shorten the service life of the tip. Under conditions of an on-going production, the increase of the cooling water velocity is commonly done by the increase in pressure, but the latter is limited with the feasibility of production facilities, therefore the water redistribution is to be carried out by means of the additional guiders for the water flows. Moreover, the suggested technique does not demand any extra energy supply and is a method of a passive type.

In connection with the above stated, it is reasonable to solve the problem of a blowing lance tip improvement by means of the peripheral water supply without considerable complication on the blowing lance tip design. For this, it seems quite enough to arrange the guiding curved blades on the steel shell with the objective to redistribute the cooling water flows and deliver them from the remote zones into the thermally loaded inner surfaces in the areas behind the nozzles. At this, it is completely impossibility for the principle cooling flows and the additional ones to conflict with each other since they move in the same direction.

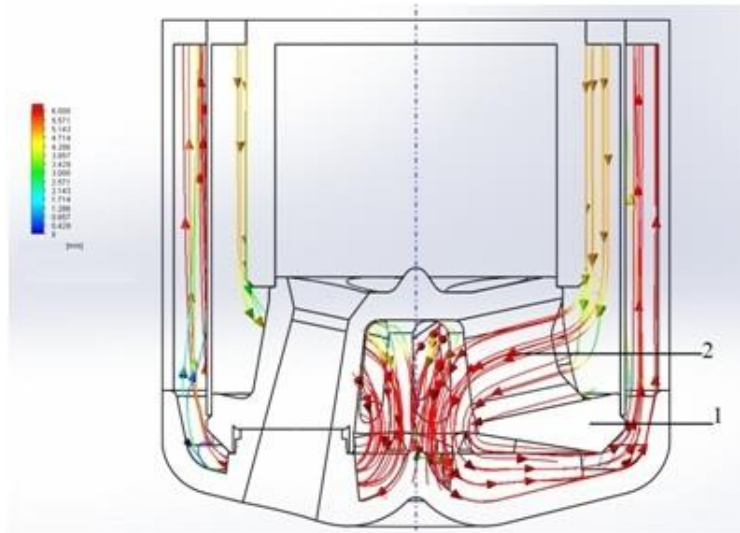


Figure 1. The Cooling Flows within the Blowing Lance Tip Equipped with the Distributor Plate (1); Cooling Water Flows (2)

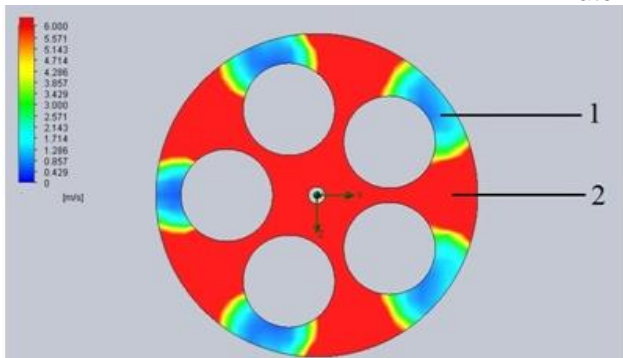


Figure 2 The Spectra of the Cooling Water Velocity Fields. Cooling the Inner Surface of the Tip Crown Equipped with the Distributor Plate at the Pressure of 1.0 MPa:
 1 – Flows with Velocities of 1-3 m/s and Less (Stagnation Zones);
 2 – Flow with Velocities of 5-6 m/s and More (Effective Cooling).

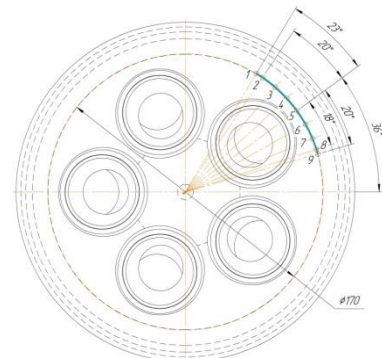


Figure 3. Scanned Points to Determine the Cooling Water Flows at the Blowing Lance Tip Equipped with the Distributor Plate

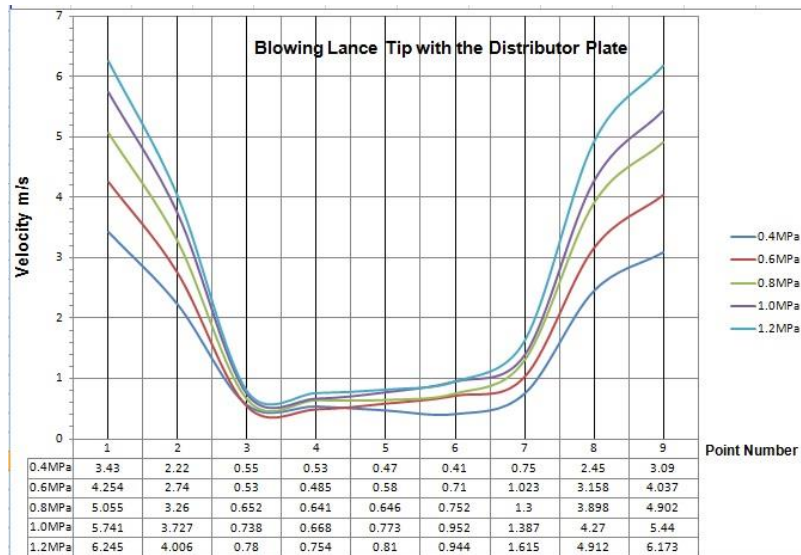


Figure 4 Cooling Water Velocities at the Scanned Points

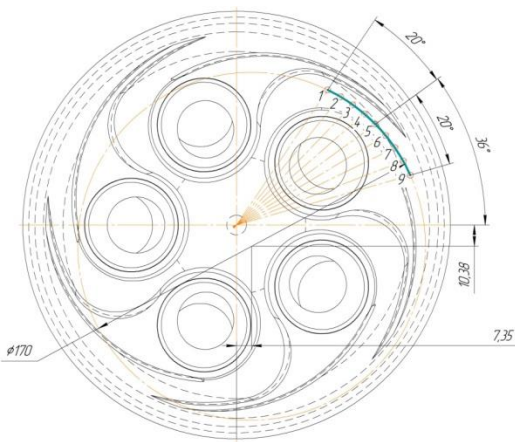


Figure 5. Scanned Points for the Velocities of the Flows within the Blowing Lance Tip Equipped with the Distributor Plate and the Blades of the Archimedean Spiral

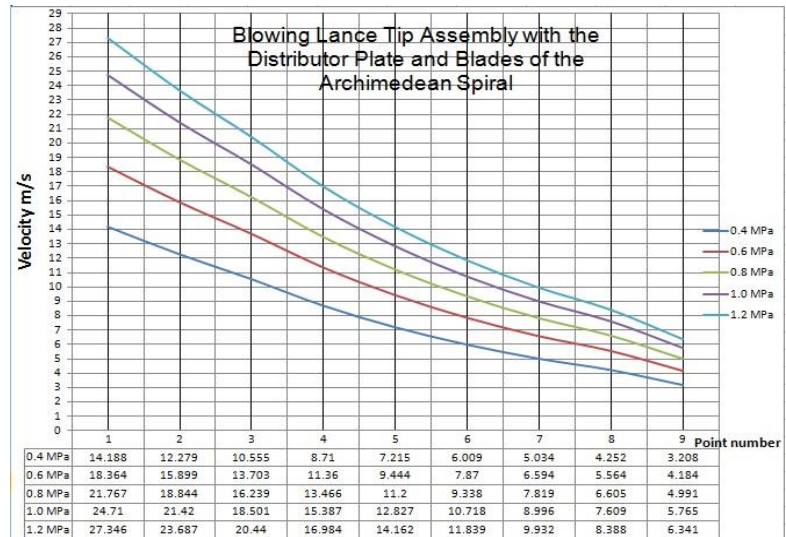


Figure 6 Cooling Water Velocities at the Scanned Points

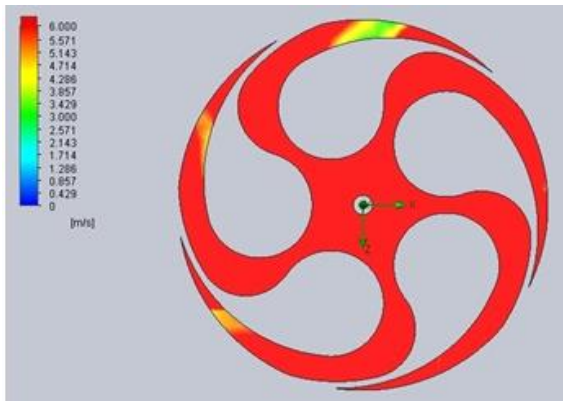


Figure 7. Velocity Fields of the Cooling Water for Inner Surface of the Tip Crown Equipped with the Distributor Plate and the Archimedean Spiral (the Pressure of 1.0 MPa).

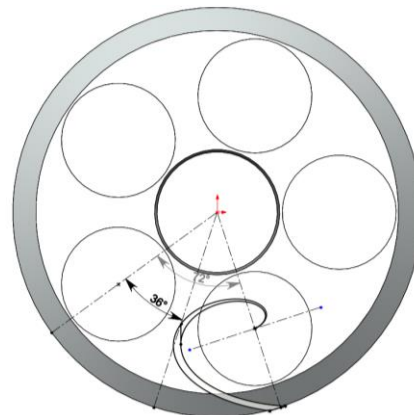


Figure 8. Two Archimedean Spirals Forming the Distributor.

In order to achieve this, the following is to be provided: behind the each blowing lance, namely, within the zone between the tip and the vertical plane, on the shell as well as between the blowing nozzles and the flow intensifiers within the horizontal plate, one arranges a flow distributor in the form of an arc-shape blade. The contour of the blade represents the segments of two Archimedean spirals, they start at the center of each blowing nozzle and end at the outer diameter of the shell (refer to Fig. 8). They can be described by the formulae as shown: $x(t) = -22 t \sin t$, $y(t) = 13 t \cos t$ - for the external, and $x(t) = -20 t \sin t$, $y(t) = 12 t \cos t$ - for internal respectively.

Such geometrical parameters of the distributors and their arrangement allow us to redistribute cooling water flows and to intensify stagnation zones cooling.

Thus, the effective use of the whole volume of the cooling water under pressure commonly applied in oxygen converter shops is evidenced by the

simulation (refer to Fig. 9): a) the red color of the spectrum indicates the flow movement at the velocity of more than 6 m/s at a pressure of 0.8 MPa; b) within the assembly of blowing lance tips without the elements of passive intensification of cooling turbulence (distributors), there occur the areas in behind the nozzles where the flow velocity does not exceed 3-4 m/s at the pressure of 0.8 MPa, which can lead to the nozzles erosion.

3D model of the tip shell equipped with the water flow distributors (2) for the oxygen converter blowing lance (1) is illustrated by Fig. 10 [12].

By joining the designs of the copper crown and the guiding blades made up by the Archimedean spirals together with the steel shell equipped with the distributors of the water turbulence passive effort built in the form of the Archimedean spirals, the new design of oxygen converter blowing tip has been coined up (refer to Fig. 11).

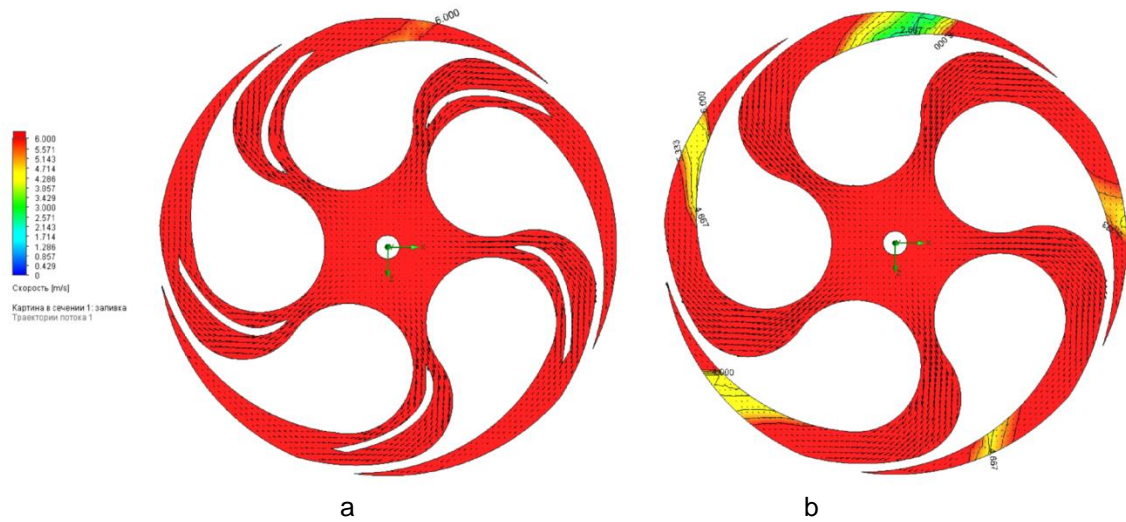


Figure 9 The Area of the Nozzle Vicinity and The Spectra of the Cooling Water Velocity Fields at the Pressure of 0.8 MPa - a) with Flow Distributors (the Passive Intensifiers of Turbulence); b) without Flow Distributors.

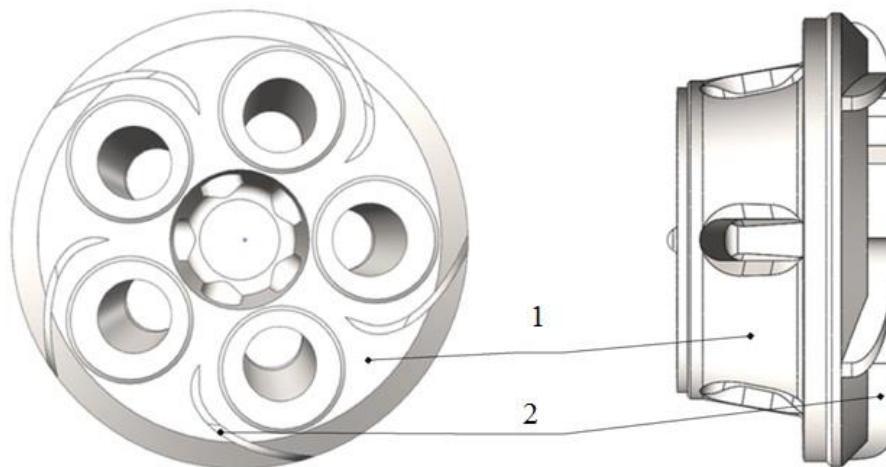


Figure 10. 3D-Model of the Tip Shell Equipped with the Water Flow Distributors (Turbulence Passive Intensifiers)

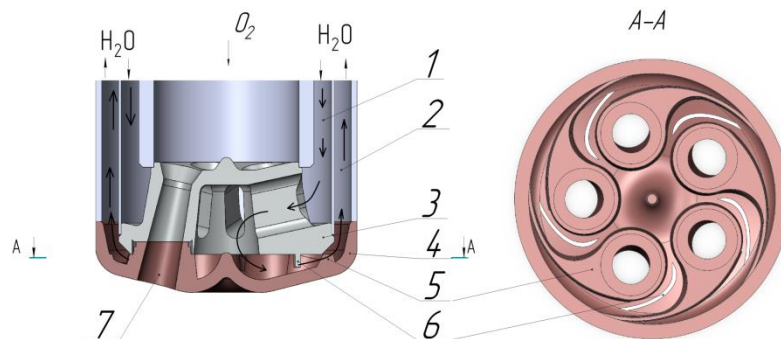


Figure 11. 3D-Model of the Blowing Lance Tip of the New Design.

The blowing lance tip of the new design is cooled down by means as described further. The cooling water passes through the delivery duct (1) until the distributor plate of the steel shell (3) and guided into the tip central zone (4) between the blowing nozzles (7), then it is distributed on separate flows by the flow intensifiers (5). The latter are arranged on the copper

crown (4) after each blowing lance (7). They turbulize the flows, whirl them clockwise and direct the water into the water removing duct (2). If the pressure of the cooling water is less than 1.0 MPa, the zones are formed where the cooling water moves with the velocities which do not exceed 4-5 m/s. Such conditions cause the erosion of the blowing lances (7). In order

to have an increase in the cooling water velocity longitudinal component, we arrange the distributors on the steel shell (3) within the area between the crown (4) and the shell (3) in the vertical plate and those between the blowing lance nozzles (7) and flow intensifiers (7) in the horizontal plate.

The experiments for verifying the theoretical assumptions have been conducted and we have pro-

duced the copper crowns and the steel shells of new design tips for the experiments. They are shown in Fig. 12. Since it was not suitable to apply the conventional technologies for the samples manufacture, we have to face the necessity of developing the technology for their production at numerical control machine tools.



Figure 12. Experiment Sample of the Shell (a) and the Crown Tip (b) of the Oxygen Blowing Lance.

6. Practical Perspectives

The complex analysis conducted both on theoretical studies and the experimental research has found the new solution for a significant scientific and engineering problem in the area of further development of the lance tips for blowing from above and the approaches to their design.

Speeding up and turbulization of the cooling water flows without increasing water pressure and without water extra consumption but by introduction of new elements into the tip design allow the drastic decrease in the material expenditures and energy costs as well as the enhance of the ecological safety.

7. Conclusions

The principle ideas derived from the research reported can be summarized as follows:

References

1. Сущенко А.В., Балаба А.П. Работа кислородных фурм для верхней продувки конвертеров в критических условиях // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2010. №7. с. 117-120.
2. Коттедж Д.П., Эколс Г.П., Шуп Д., Энлер К. Современные разработки многосопловых головок фурм для конвертеров ЛД и взаимосвязь между конструкцией головки фурмы и металлургическими результатами // *Черная металлургия. Бюллетень научно-технической и экономической информации*. 1993. №1. с. 21-25.
3. Kishimoto Y., Saito N. Development and prospect of combined blowing converter in Japan // *Tetsu-to-hagane* // *Jornal of the Iron and Steel Institute of Japan*. 2014. v100. №4. pp. 445-455.
4. Rymarchyk N. Post combustion lances in Basic Oxygen Furnace (BOF) operations / N. Rymarchyk // *Steelmaking Conference Proceedings*. 1998. pp. 445-449.
5. Further process improvements at Severstal Sparrows Point via new technology implementation / R.P. Stone, D. Neith, S. Koester [et al.] // *AIS Tech 2009 Proceedings*. 2009. №1. pp. 737-747.
6. Improvement in Oxygen Lance Life / Petrshka R., Manley S. // *2000 Steelmaking Conference Proceedings*. 1998. pp.
7. O. Olivares, A. Elias, R. Sanchez, M. Diaz-Cruz, R. D. Morales, "Physical and mathematical models of gas-liquid fluid dynamics in LD converters", *steel research int.*, Vol. 73, No. 2, 2002, pp. 44-51.
8. Величко А.Г., Лю Тяньи, Прохоренко Д.А. и др. / Исследование и организация охлаждения в наконечниках кислородно-конвертерных фурм. // *Материалы XII международной конференции «Стратегия и качество в промышленности и образовании» техн. ун-т. г.Варна*. 2016. с. 61-63.

9. Соловьев Д.С., Соловьев С.Л. Кризис кипения при движении жидкости в каналах с высокими массовой скоростью и недогревом. // Теплоэнергетика. 2007. №3. с. 33-38.
10. Ma Xiangjun (South China Univ. Of Tech., Guangzhou 510640. China). Huanan ligong dazue хуеб-со. Ziran kexue ban = J. S China Union. Technol. Natur. Sci. Ed. 2003. 31 №5. p. 43-46.
11. Проблемы разработки и эксплуатации цельноточеных наконечников для кислородных фурм. / А.В. Мокринский, Е.В. Протопопов, А.Г. Чернятевич // Метал и литье Украины. 2005. №3-4. с. 67-69.
12. Патент №113238 Україна. МПК С21С 5/48. Фурмена головка з турбулізаторами охолоджувача / Величко О.Г. та ін. (Україна). №201605824: Заявлено 30.05.2016: Опубл. 25.01.2017. Бюл. № 2.
13. Патент №127163 Україна. МПК С21С 5/48. Фурмена головка з елементами пасивного посилення турбулентності охолоджувача / Величко О.Г. та ін. (Україна). №201712608: Заявлено 18.12.2017: Опубл. 25.07.2018. Бюл. № 14.

Стаття надійшла 15.05.2018р.

Рецензент: д.т.н., проф. Бойченко Б.М.

УДК 669.14.018.8:621.746.58

Boichenko Sergiy, Boichenko B.M., Synehin E.V., Molchanov L.S.

QUALITY IMPROVEMENT OF FLAKESUSCEPTIBLE CONTINUOUSLY CAST STEEL BY MEANS OF HYDRODYNAMIC PROCESSES DEVELOPMENT IN A TUNDISH

Бойченко С.Б., Бойченко Б.М., Синегін Є.В., Молчанов Л.С.

ВДОСКОНАЛЕННЯ ЯКОСТІ ФЛОКЕНОЧУТЛИВОЇ БЕЗПЕРЕРВНОЛИТОЇ СТАЛІ ШЛЯХОМ ПОЛІПШЕННЯ ГІДРОДИНАМІЧНИХ ПРОЦЕСІВ У КОВШІ

Abstract

The key basis of development of continuous casting technology on CCM flakesusceptible steel grades was investigated inevitable increase of the hydrogen content in tundish in them, despite of preliminary vacuum treatment, due to hydrogen occlusion by metal on the first 5 melts of the continuous series, that arrived from accumulated in pores moisture and hydrogen, capillaries of a working layer restored lining, particles of slag mixtures added for whole series and as a result of water steam adsorptions in slag phase and in surface of nonmetallic inclusions which are immersed by streams of a liquid downwards.

Theoretical bases and practical actions on prevention of brucite $Mg(OH)_2$ contact, included gunning mass, with liquid steel were developed.

Basic elements of new continuous casting technology are alternate flow rate of argon that blows through porous blocks of a special design in the bottom of the CCM tundish, and maintenance of a renewed cover on metal highly basic slag, that at industrial approbation has prevented rejection of metal products owing to stable decrease of hydrogen concentration in high-strength steel grades up to 1,4-1,7 ppm. Economic benefit of introduction can be 46,4 UAH on 1 tone metal products. Novelty and industrial utility of the developed technology are protected by Patents of Ukraine №90886 « Спосіб рафінування флокеночутливої рідкої сталі » і №90970 « Спосіб безперервної розливки флокеночутливих сталей » with a priority from 10.06.2014.

Key words: continuous casting, tundish, flakesusceptible steel grades, brucite, hydrogen, occlusion, inert gas, the porous block, highly basic slag.

Анотація

Ключовою підставою розробки технології розливання на МБЛЗ флокеночутливих сталей з'явилася виявлена дослідженнями немінучість зростання в проміжному ковші вмісту водню в них, незважаючи на попереднє вакуумування, в результаті оклюзії водню металом на перших 5 плавках безперервної серії, що надійшов з накопиченої вологи і водню в порах, капілярах робочого шару відновленої футеровки, введених на всю серію частинках шлакових сумішей і в результаті адсорбції водяної пари шлаковою фазою і поверхнею неметалевих включень, які затягаються потоками рідини вниз.

Розроблено теоретичні засади та практичні заходи щодо виключення контакту брусита $Mg(OH)_2$, що входить до складу торкретмас, з рідкою сталлю.

Основними елементами нової технології безперервної розливки з'явилися змінна від плавки до плавки витрата аргону, що подається через пористі блоки спеціальної конструкції в днище проміжного ковша МБЛЗ, і забезпечення поновлюваного покриву на металі високоосновного шлаку, що при промисловому випробуванні включило відбраковування металопродукції внаслідок стабільного зниження концентрації водню в високоміцних сталях до 1,4-1,7 ppm.

Ключові слова: безперервне розливання, проміжний ківш, флокеночутлива сталь, водень, оклюзія, інертний газ, пористий блок, високоосновний шлак.

Introduction

An important part in modern iron and steel industry in Ukraine and the world is the continuous casting of alloyed steels and processes in the tundish in the course of it. Tundish in recent years has become an aggregate in which the possibilities of final refining liquid steel from harmful impurities just before crystallization are investigated.

Analysis of literary data and the formulation of the problem

Among the points of view on mass-exchange processes of occlusion hydrogen by steel and its removal from it in the tundish of the continuous casting machine (CCM) there is no single approach,

there are disagreements, no limiting links of the liquid melt refining processes have been determined [1-4]. The practice of casting flakesusceptible steel grades is encountered with unexpected deviation from the limits of the requirements for low hydrogen content, despite of the vacuum of steel before casting [5], and this leads to loss of yield of a billet, to a decrease in the quality of steel products [6].

Thus, systematic studies of the theoretical and practical prerequisites for refining steel in the tundish of CCM from hydrogen on the basis of the provisions of physical chemistry, the theory of metallurgical processes, and the solution of problems of improving the quality of flakesusceptible steels is a topical task of the present article.

Boichenko Sergiy – к.т.н., PhD, нач. відділу, Jansen AG, Швейцарія.

Бойченко Борис Михайлович – д.т.н., проф. НМетАУ,

Синегін Євгеній Володимирович – к.т.н., НМетАУ,

Молчанов Лавр Сергійович – к.т.н., доц. НМетАУ

Goals and objectives of the study

The aim of the work is to create new elements of the technology of continuous casting of flakesusceptible steels with guaranteed of low hydrogen content.

The tasks that need to be done to achieve this goal:

- to perform an analysis of existing methods of removing hydrogen from liquid steel;

- to determine the ultimate level of hydrogen dissolution in solid flakesusceptible, high-strength steels, the excess of which causes product defects in the form of flakes and cracks;

- to investigate the forms of hydrogen damage of steel unrestricted billets and the causes of deviations in practice of the amount of flakes sensitive steel deficiencies;

- to define and evaluate the source of hydrogen supply to flakesusceptible steel during the final refining before it enters the mould;

- to study the mechanism and kinetics of the processes that determine the hydrogen content in steel in the CCM tundish;

- to scientifically substantiate, develop and investigate the technology of refining by argon the flakesusceptible steels from hydrogen in tundish CCM;

- to summarize the theoretical and experimental results obtained in the work and carry out the feasibility study of the improvement of the hydrodynamic flows of flakesusceptible liquid steel in the CCM tundish.

The object of study is the processes in the tundish during continuous casting of flakesusceptible steels.

The subject of study are defects of continuously cast steel billets, which are caused by the presence of hydrogen; the source of hydrogen in the flakesusceptible steel in the CCM tundish; removal of hydrogen from liquid steel before mould.

Materials and methods of research. For solving the tasks assigned to the work, such methods and

apparatus were used for research: theoretical analysis of physical, chemical and thermodynamic processes in the CCM tundish; statistical processing of industrial data using standard computer programs; physical modeling of refining processes of liquid steel from slag inclusions and gases; application of computer simulation of hydrodynamics of metal flows and slag phases, modes of blowing them with neutral gas in the tundish of CCM; carrying out industrial experiments with sampling and samples with further analysis

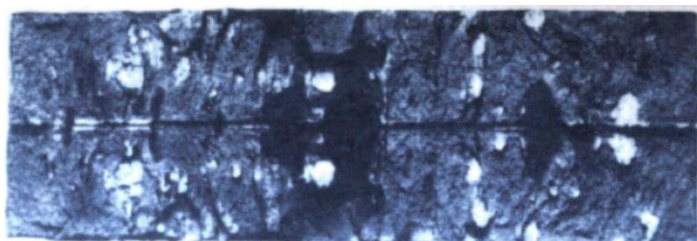
All experimental studies carried out using certified instruments.

Research results

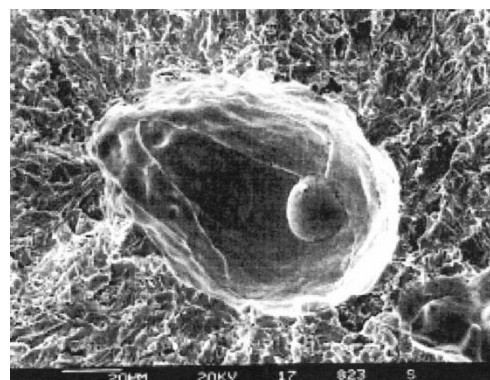
The carried out study, were caused by the substantial in some cases rejection (by the results of ultrasonic testing) of products from high-strength alloyed steels smelted in the converters of the plant "A" and cast on CCM. The following types of defects of billets have been identified.

Flakes. In reflected light under a microscope they look like enlightened spheroidal volumes of metal enriched with hydrogen and highly recovered. It is known that metal atoms as a result of penetration of hydrogen protons acquire a different structure of electronic shells compared with the surrounding metal.

When cooling the cast, the austenite is enriched with hydrogen, since its solubility in austenite is greater than in ferrite. With further cooling, there is an increasing stress in the hydrogen supersaturated ferrite lattice. It causes the fractional cracks in the cubic space-centered lattice that are dangerous intrinsic tears in the metal (Fig. 1, a). In principle, the appearance of cracks is the final stage of the development of flake, which can come in hours or even days after the load addition to the product. Flakes are not necessarily tied to non-metallic inclusions.



a



b

Fig. 1. Defects of high-strength steel: a - an internal tear, b - around non-metallic inclusions

Defects of "Fish eyes". The evolution of hydrogen occurs on or near nonmetallic inclusions, and this name is visually justified (Fig. 1, b). For defects characteristic voids formations around nonmetallic

inclusions under a slow tensile test with, as a whole, plastic material on the fault surface. "Fish eyes" are formed only after some time. They were not found in the case of an instantaneous fault or at high strain

rates, for example, during impact tests of a sample with a notch or dust.

Pores. Occur due to the emission of gases, including hydrogen, with a decrease in solubility in steel. At high pressure and temperature, carbides decompose and methane is formed by the reaction: $Fe_3C + 2H_2 \rightarrow CH_4 + 3Fe$. High internal pressure is pumped. The stages of damage: the formation of single pores, the fusion of pores near the field, the formation of scars between individual pores, the end of the growth of defects as a result of the formation of cracks directed to the surface.

Delayed fracture (or stress corrosion). It is a consequence of hydrogen evolution near or directly at the site of the future fault. The diffusion of hydrogen atoms to local expansion sites (base of notch / notch,

end of crack, primary notch through hole corrosion) occurs. There is a local damage of the lattice, the union of a new crack with the original one. All this – against the background of translational diffusion of hydrogen into this region with the repetition of the described process. First of all, it was found in high-strength galvanized screws .

Certain mechanisms for the formation of defects can be supplemented by the decoding model of Zapf and Sims [7], according to which, in the case of the presence of hydrogen in the steel, the atomic binding forces of the metal lattice are weakened. There is an additional increased solubility of hydrogen in the stress field from stretching, especially at the ends of the cracks. The damage pattern is shown in Fig. 2, a.

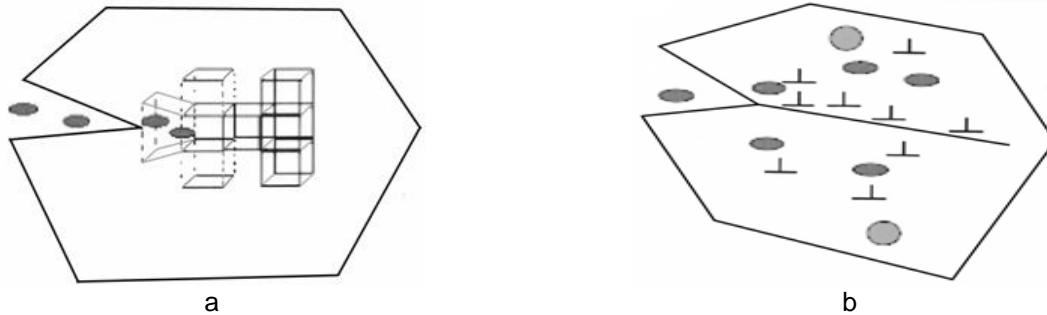


Fig. 2. Schemes of inter- or transcrystalline fracture (a) and steel damage with increasing local ductility due to the presence of hydrogen (b)

From the position of the theory of the "hydrogen increase in the local plasticity" of Bichem [8], the prerequisites for defects are the hydrogen concentrations in the stresses from the stretching and the biases of the microvolumes of the metal initiated by them relative to each other. Hydrogen facilitates the shear mobility, shielding the stress fields. Microcracks are formed only in the region of decrease in the yield point, where the slip is localized. The picture of damage is the so-called "crow's feet" (Fig. 2, b).

Using the fundamental thermodynamic positions [9-11], the hydrogen content in α - and γ -Fe was determined at different temperatures and partial pressures of hydrogen relative to the production of high-strength steels of the grades 20XГA and 54XГCA.

Based on the theoretical assumptions and calculations of the limiting solubility of hydrogen in solid steel, above which flake and cracks appear in it, the necessary corrections are applied to the technology of out-of-furnace processing and rolling of the melted spring steels of grades 20XГA and 54XГCA. They should approximate the hydrogen content in the liquid melt to the calculated limiting solubility in solid metal products, which is designed to exclude the generation of excess hydrogen upon solidification with the inspiration of the defects described above.

The influence of technological factors, which determine the operation of industrial steelmaking

units, on the hydrogen content in flakes susceptible steels was investigated.

Investigation of technological interrelations at the plant "B" established that, as usual, the conventional technologies of hydrogen desorption in steels consistently provide low content of hydrogen by the time of their casting.

Nevertheless, industrial experiments in a number of domestic and foreign converter and electric steel shops have shown difficulty in achieving small rejection of metal products by flake

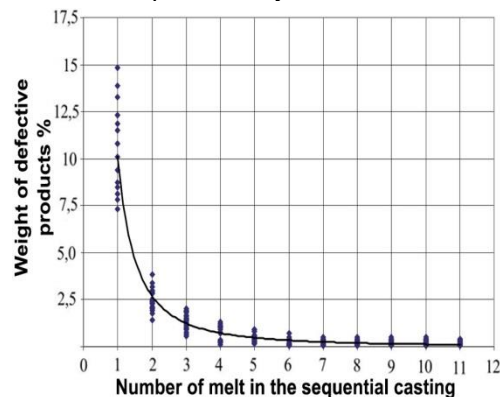


Fig. 3. Influence of the order of melts in the series on the lack of ultrasound in the permanent

At the plant "B" in the steelmaking shop, which has heavy-duty electric furnaces, a ladle - furnace, a chamber vacuum and a seven-jet caster, they are forced to pass scrap of high-strength steel into scrap

metal through the destruction of finished rolled metal products by a flake of up to 100 mm in size.

In Fig. 3 such a rejection of high-strength steel grade 35GS is demonstrated. The disadvantage due to the detection of flakes in the finished product on the first melts of the sequential casting ranges from 6 to a maximum value of 15%. This required carrying out the investigations described below.

We followed the gradual change in the hydrogen content in liquid steel grades 35GS, 20GS, 09G2S. At the initial $[H] = 5.0$ ppm, before degassing, its concentration decreases gradually to 1.0 ppm during vacuum evaporation, nevertheless it increases to 4.0 ppm in the tundish on the first melts of the series that are casting, and sometimes to a level of 0.8-2.0 ppm on the melts of the following. Thus, the "culprits" growth $[H]$ primarily on the first melt in the series and the related rejection of the flakes (Figure 3) is the

conditions for the steel to stay in the tundish. These conditions should be given serious consideration.

In Fig. 4 shows the changes in the temperature of the bottom of the tundish under a layer of gunning mass with a thickness of 45 mm with its heating and casting of the first 6 melts in the sequential series. Curves 1, 2, 3 consistently refer to casting steel grade 35 GS with a bottom temperature at the beginning of casting, respectively 450 °C (rejection of 1st melt – was 11.3 %), 600 °C (rejection 8.0 %) and 750 °C (rejection < 5 %). There is a clear dependence between the temperature of the bottom of the ladle and the mass of steel affected by flake. The last one has maximum values at temperatures below 650 °C, since the decomposition points of brucite $Mg(OH)_2$ have not yet been reached, which is a compound of the gunning mass.

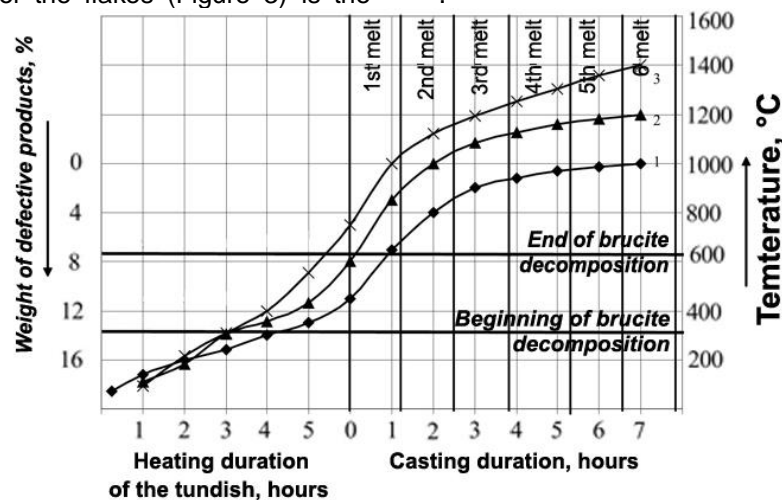


Fig. 4. Change in the temperature of the bottom of the tundish under the gunning mass layer during its heating and casting of steel

The melts of steels 35GS, 20GS and temperatures of the bottom of the tundish 400-750 °C are distinguished by increased content of hydrogen: after 25 minutes from the start of casting $[H] = 4.0$ ppm (Figure 5), and the rate of defective products with flakes in steel 35GS reaches 8.0%. But in the following series of melts, due to the rise in the bottom temperature to 800-1400 °C, by the time of hydrogen content measurement $[H]$ falls to 2.0 ppm, and the return of finished products is rapidly declining.

In the converter shop equipped with a 150-tonne converters, using refractory concretes and high-resistant MgO -containing semi-dry gunning mass for tundish also caused difficulties in providing hydrogen contents in steels that contain: Cr within 1.0-1.15, Mn=0,9-1,25, a certain amount of Mo and V (flakesusceptible steel) - below the actual limit of 2.0 ppm with continuous casting of the first 3-5 melts in the series, which consist of 7-8 melts (Figure 6, curve 1). The situation improves if the bottom temperature of the ladle before casting is raised to 750 °C (Figure 6 curve 2).

Thus, it was revealed that during the stay in the CCM tundish, liquid steel adsorbed hydrogen, and

actual studies of the sources of penetration and the means of its removal. As a first practical result, the proven feasibility of casting flakes susceptible steels at bottom temperatures of the ladle exceeding the removal temperature from the lining and the vapor and crystalline moisture.

The mechanism and kinetics of the processes that determine the hydrogen content in the steel in the tundish of the CCM were established.

Hydrogen in the lining materials of the ladle, slag composite, product of heating gas combustion is contained in the open state and in the pores, capillaries in the form of moisture (free and chemically bound). In the zone of contact with these materials, the liquid metal interacts with the wet. The main slags and nonmetallic inclusions, as V.I. Yavovskiy [12] has shown, also well dissolve the water vapor and are able to both absorb and transfer hydrogen of the metal. The equilibrium concentration of hydrogen in the liquid iron is determined according to Sievert's law through the solubility constant of hydrogen in liquid iron, which is determined by the Chipman equation. At high temperature, the oxygen content in the steel is a partial pressure of hydrogen $P_{H_2} \approx P_{H_2O}$.

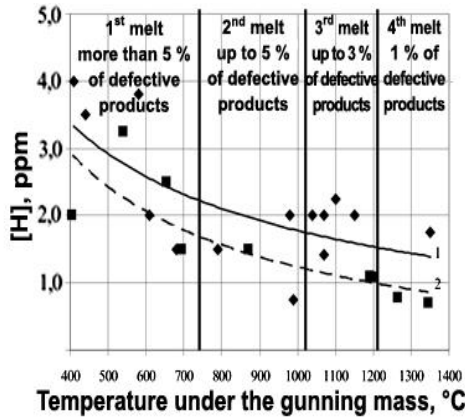


Fig. 5. Influence of temperature rise of the bottom of the tundish on the hydrogen content in the constant 35 °C and 20 °C and the amount of flake deficiency: ♦ (1) - the thickness of the gunning mass layer 45 mm ■ (2) - the thickness of the gunning mass layer 35 mm

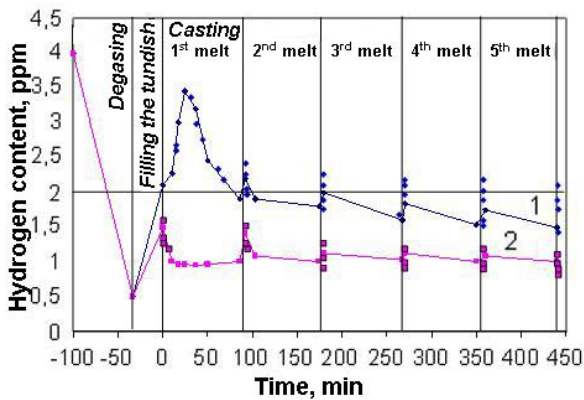


Fig. 6. Change in the content of hydrogen in steel when casting the first 5 melts of steel composition, %: C = 0.2; Si = 0.25; Mn = 1.25; Cr = 1.15 at different temperatures of the bottom of the tundish from the beginning of casting: 1 - 450 °C; 2 - 750 °C (each point - average values for 5 melts)

Calculations have shown that, due to the thickness of the gunningmass (30-45 mm) layer and the particle sizes of the mixtures of water vapor mass transfer into the liquid metal, it proceeds gradually and is exhausted, as usual, to the 4- or 5-th stage of the melts in the series.

The absorption of hydrogen by steel in the tundish is also due to the dissolution of the water vapor that is always present in the atmosphere, in the slag phase and on the surface of non-metallic inclusions, which jump upstream as a result of excessive circulation.

The process of desorption of hydrogen from liquid steel consists of three stages: 1) transfer of the gas uncovered in the metal to its interface with the gas phase; 2) adsorption of hydrogen atoms in the surface layer of a liquid metal; 3) molization of adsorbed atoms in the molecule and their transition to the gas phase. The speed of the first and second stages is described by the first-order equation.

$$dc/d\tau = k(F/V)(c - c_{eq}), \quad (1)$$

where τ is time, s; $c - c_{eq}$ - difference of concentrations at a moment and equilibrium with the gas phase; k - the hydrogen mass transfer coefficient, m/s; F/V - the ratio of the surface of the metal that is in contact with the gas to its volume, m^{-1} .

The speed of the third stage is described by the second-order equation

$$dc/d\tau = F(k_2c_{eq}^2 - k_1P_{H_2}), \quad (2)$$

where k_1 and k_2 - the rate constants of forward and backward reactions.

Nevertheless, researchers and we have established that the rate of removal of gases from a metal is described by an equation of the first order, and the limiting stage is the adsorption-diffusion-adsorption stage.

Removal of hydrogen takes place (Figure 7), if the steel in the tundish is blown through the bottom by the argon, which coincides with the current trends in the purification of steel in this way from non-metallic inclusions.

Povolotsky D.Ya. has obtained the following equation to determine the required amount of inert gas for the purpose of a given degassing, m^3/t of steel:

$$V = 1120 \cdot K^2 \cdot P(1/[H] - 1/[H]_0) + ([H] - [H]_0), \quad (3)$$

where P - the pressure above the melt, MPa; $[H]_0$ i $[H]$ - the initial and final contents of hydrogen in steel, % (10^{-4} ppm).

Decisive influence on the efficiency of degassing is provided by the first two factors of equation (1). The higher (F/V) , i.e. the smaller the sizes of bubbles that are blown out, the more uniformly they are distributed in the metal, the greater the thickness of the metal layer that is blown and, therefore, the capacity of the tundish, and also the greater the specific gas consumption through the general effect to and F/V , the higher efficiency removal of hydrogen when moving it to the nozzle.

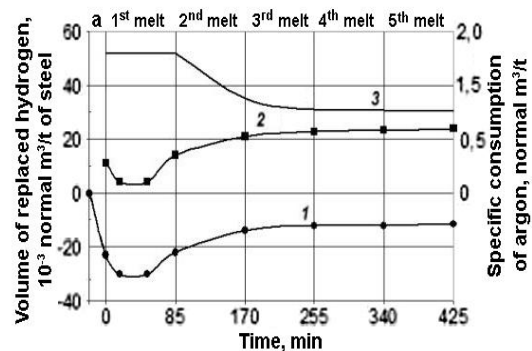


Fig. 7. The balance of the removed and absorbed by the steel of hydrogen in the tundish on the first 5 melts of the series: a - filling tundish; 1 - current production; 2 - results of calculations using equation (3) for a variant of argon blowing with a consumption of 0.75 m^3/t steel; 3 - a rational mode of argon blowing to obtain a guaranteed low hydrogen content (< 2 ppm)

Further possibilities of the tundish in steel degassing from hydrogen are laid in 30-40 times more hydrogen absorption of basic slag than the same mass of metal. Quantitatively it is expressed

$$a_{(OH^-)} = K \sqrt{a_{(CaO+MgO)}}, \quad (4)$$

where $a_{(OH^-)}$ and $a_{(CaO+MgO)}$ – respectively, the activity of the hydroxyl ion and calcium and magnesium oxides.

In the case of a neutral gas atmosphere, it is advisable to make a limited calculation of the composition and quantity of slags in the tundish during the continuous series by decreasing its part and charging fresh portions of CaO and MgO.

The simulation of hydrodynamics in the CCM tundish was performed, which is necessary for desorption of hydrogen from steel.

The dynamics of the blowing process on a cold model recorded with a digital video camera for a long time. The recorded images were processed using image analysis program. This allowed to clearly define the water-oil interface, the flow rate diagrams in the vertical and horizontal sections of the model, and recommend the expedient placement of blowing blocks in the CCM tundish.

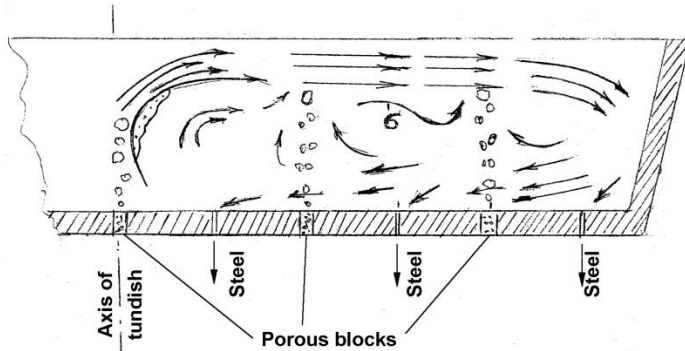


Fig. 8. Scheme of liquid steel flows in the CCM tundish with the installation of blocks of the proposed design in the middle of the filling sections

In mathematical modeling, the hydrodynamics of the melt in tundish of a six-mould CCM with respect to the casting of flakesusceptible high-strength steels was studied using the equations of hydrodynamics, which are mathematical operators of the physical laws of maintaining the mass of a liquid; Newton's second law (the change in momentum equals the sum of the forces that act on the liquid); the first law of thermodynamics (the change in energy equals the sum of the additional heat and work that is performed over the liquid).

The initial information for creating the geometric model of the calculation area was a six-mould tundish, equipped with a system for supplying argon for injection into liquid steel, refractory thresholds and "turbostop". As a design area for creating a geometric model, the internal volume of tundish taken up, that is engaged in liquid steel.

Physical and mathematical modeling showed the appropriate hydrodynamics when moving steel in the tundish, the placement of blowing device attached, their design, modes of supply of argon from in a sequential casting for the stable production of $[H] \leq 2$ ppm contents, velocity vectors and total melt flow rates, nonmetallic inclusions and gas bubbles (Figures 8, 9).

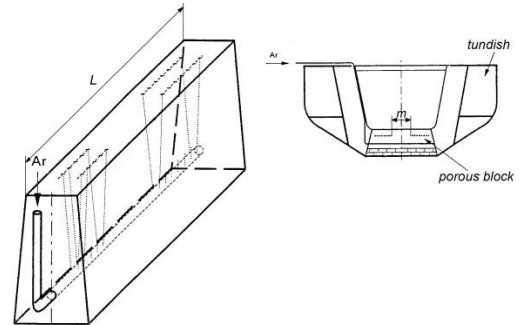


Fig. 9. Design of the tundish blowing unit

The organization of hydrodynamics of steel flows in tundish, respectively, according to figure 8 due to the regimes of the bottom supply of argon together with the installation of blocks of a certain configuration ensures the distribution of steel flows in the upper horizons along the mirror in the direction from the metal tip to the ends of the tundish and in the opposite direction in the lower horizons.

This allows processing many times the flows with argon to remove hydrogen and transport non-metallic inclusions into the slag formation.

The new design of the blowing unit (Figure 9), which has no pores for supplying argon on both sides

of the tundish axis at a distance of $m = \frac{1}{3}L$ proved to be expediently.

After statistical processing of industrial data for flakesusceptible steels, the following recommendations were developed for determining the intensity of argon blowing in bubble mode through porous blocks I_{Ar} . When casting the first melt in the series, the blowing is carried out with the consumption of argon of 7.1-7.8 $dm^3/(t \cdot min)$, while casting the next four melts, the consumption of argon per 1 ton of the tundish capacity is maintained in accordance with equation [13]

$$I_{Ar} = (7,1 \div 7,8) \sqrt{\frac{E}{\rho \cdot n \cdot a \times b \cdot V \cdot \tau}}, \quad dm^3/(t \cdot min), \quad (5)$$

where: 7,1÷7,8 – specific consumption of inert gas during the casting of the first melts, $dm^3/(t \cdot min)$; E – capacity of the ladle, t; ρ – density of solid steel, t/m^3 ;

n – number of working moulds; $a \times b$ – the thickness and width of the billets, m; V – casting speed, m/min; τ – duration of casting, min. When casting the following

melts and up to the end of the series, the I_{Ar} remains within $3.2 \div 3.5 \text{ dm}^3/(\text{t} \cdot \text{min})$.

Approbation of the developed methods to exclude the contact of brucite $\text{Mg}(\text{OH})_2$ with liquid steel with the advantages and disadvantages that were manifested during the testing of each of them and discussion of the results of the study.

An increase in the temperature of the concrete walls and the bottom of the tundish before application of the gunning mass from 85-100 to 120-130 °C. Advantages: rapid evaporation of water, which was added to gunning mass. Disadvantage: sliding of gunning mass and the need to interrupt the gunning process.

Reducing the thickness of the gunning mass layer from 34 to 20 mm results in the temperature of the bottom of the tundish under the gunning mass is 550 °C by the time of the start of the casting, and brucite decomposes extensively. Reduces the consumption of water for gunning mass of tundish by 30% and the duration of the gunning mass. The consumption of dry gunning mass is reduced by 35%. But the risk of destruction of refractory concrete increases when slags fall into the tundish.

An increase in the duration of heating tundish from 4 to 5 hours and a decrease in the thickness of the gunning mass up to 28 mm ensure that the temperature of the bottom of the ladle reaches 650 °C by the time of the start of the filling and the complete decomposition of brucite. But this is accompanied by an increase in fuel consumptions and the need for careful control of the completeness of its combustion.

The addition of surfactants (organic constituents) in gunning mass reduces water consumption by 3% and the consumption of gunning mass through the effect of foaming. However, this reduces the strength of the mass and the productivity of the gunning machine.

Reducing the reaction surface of gunning mass by producing 0.5-1 instead of $<0.125 \text{ mm}$ from grain fraction powders also leads to a lower water consumption, but the content of nonmetallic inclusions in steel increases.

Impregnation (infiltration) of refractory concrete in tundish with different additives prevents the penetration of water during its gunning and heating due to the clogging of capillaries, nevertheless leads to the worst adhesion of gunning mass.

The use of gunning mass without hydrates significantly reduces the hydrogen content in steel, but their consumption is 3 times higher.

Heating of the tundish by using thermo-electrical heaters, which are laid between refractory concrete and fireclay tiles, provides a purposeful removal of water from the concrete and gunning mass to the surface of the tundish during the gunning and the heating, allows avoiding microcracks and other damages of the lining, nevertheless accompanied by increased energy consumptions.

Comparison of the tested options for technological and economic performance showed significant advantages of the technology with an increase in the duration of heating tundish from 4 to 5 hours.

However, the lining is not a single source of hydrogen entering the tundish into liquid steel. Therefore, the basis for our technology options is the increase in the quality of steel by refining it from hydrogen immediately before crystallization. The first option is with a change in argon consumption in accordance with equation (5).

In the 2nd (auxiliary) version of the problem is solved due to the fact that during continuous casting from the first to the fifth melts in the series in the tundish it is charged additional material that contains calcium and magnesium oxide, from the calculation of the required mass ($\text{CaO} + \text{MgO}$) behind the equation [14]

$$G_{(\text{CaO}+\text{MgO})} = \frac{35 \div 39}{\sqrt{N}}, \text{ kg/t}, \quad (6)$$

where $G_{(\text{CaO}+\text{MgO})}$ – the required mass ($\text{CaO} + \text{MgO}$), kg per 1 ton of steel; N – number of melt in the series.

The inverse proportionality of the necessary mass of calcium and magnesium oxides to the square root of the melt number in the series is determined by the physicochemical regularity, according to which the activity of hydrogen absorbed by slags $a_{(\text{OH}^-)}$ is proportional to the square root of the activity ($\text{CaO} + \text{MgO}$) in the slag $a_{(\text{OH}^-)} = k \sqrt{a_{(\text{CaO}+\text{MgO})}}$, and the water-resistant capacity of the basic slag is 30-40 times higher ability of the same mass of metal.

For successful correction of the composition of barbotage slags in the tundish, was developed model for dissolving solid materials containing CaO and MgO in them with a melting point that exceeds the temperature of the liquid phase. According to the model, the internal mass transfer of substances J_1 in this case is calculated after expression

$$J_1 = m_p \cdot C_{R,1} \frac{Z \cdot \sigma \cdot \cos \theta \cdot d_{ave}}{8\mu l}, \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s}). \quad (7)$$

At insignificant circulation rates, dissolution processes are limited by external mass transfer J_2 , according to equation

$$J_2 = 0,8 \cdot D^{2/3} \cdot u_w^{1/2} \cdot d^{-1/2} \cdot \nu^{-1/6} \cdot \Delta C, \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s}), \quad (8)$$

In equations (7 and 8): Z – coefficient, which depends of the features of interaction in the pore; σ – surface tension of the liquid, J/m^2 ; θ – wetting angle; d_{ave} – averaging pore diameter, m; μ – dynamic viscosity, $\text{Pa} \cdot \text{s}$; l – depth of impregnation, m; D – coefficient of molecular diffusion of a solid material in a liquid, m^2/s ; u_w – fluid circulation velocity, m/s; d – characteristic size of the material, m; ν – kinematic viscosity of the liquid, m^2/s ; ΔC – difference of material concentrations in the liquid, kg/m^3 .

Excess slag, which had absorbed hydrogen, was removed from the tundish by usual replacing it in the end casting each with five melts.

The proposed technology for the two developed variants was tested in the industry during the casting of the first five melts of the sequential casting. Steel grade 30ХГСА, melted and prepared according to the current technological instruction, was cast on CCM in a billets with a diameter of 410 mm. The initial overheating of the steel in the tundish above the liquidus temperature did not exceed 30 °C.

The tested technology provided the hydrogen content in liquid steel, measured with "Hydris" system at the ends of the tundish, within 1.4-1.7 ppm, excluded the rejection of the products based on ultrasonic flakes control results, resulted in an increase in the durability of the tundish to 14 melts. A comparison of the technological parameters of experimental and control melts, cast by conventional shop technology, is given in Table 1.

Table 1
The established technological indicators

Technology	[H], ppm	Defective products affected by flakes, %	Life of tundish, melts
Experimental with a variable mode of argon supply in the tundish	1,4-1,5	0	14
Experimental with renewable highly-basic slag in tundish	1,6-1,7	0	10
Comparative according to shop technology	2,2-3,0	1,7-2,2	10

The conducted pilot-industrial tests confirmed the expediency of application the proven technology of continuous casting of flakes susceptible steel grade to reduce the content of hydrogen in them.

Conclusions

Based on the results of the analysis of the fundamental theoretical positions of fluid hydrodynamics and the system processing of the obtained data of laboratory and industrial investigation, the proposed methods for improving the quality of flakes susceptible, steels by reducing the water capacity of the lining and improving the hydrodynamics in the CCM tundish.

1. The basic contribution to the mechanism for the formation of defects of flakes susceptible, billets is made by the hydrogen relaxation of the atomic bond forces of the metal lattice, a smaller influence is exerted by an increase in the local plasticity and facilitating the mobility and shifts of the microvolumes of the metal relative to each other.

2. Growth of hydrogen content by 3-5 times when vacuuming steels in the CCM tundish on the first 4-5 melts of the sequential casting is primarily due to the physicochemical conditions of dissociation of brucite as the main component of gunning mass on the liner ladle under temperature conditions of continuous casting.

3. A complex of sources and a particle of each in the occlusion of hydrogen by liquid steel during the residence time of its stay in the tundish have been studied. They are also: free and chemically bound moisture in the pores and capillaries of the lining after combustion of the heating gas, the moisture of slag inclusions that are drawn into the liquid by circulation

streams, since over the liquid phases there is an ordinary air atmosphere even in the presence of a lid.

4. Based on the results of physical and mathematical modeling, the disclosed patterns of changes in the parameters of metal purification, depending on the direction of its flows in the tundish. The best results are achieved by the arrangement of blowing blocks in the middle of each of the dispensing sections, the absence of a particle of holes in the block axis when adjusting the consumptions of argon. This leads to the circulation of metal to the surface of the bath and the creation of conditions for the transition of hydrogen to the gas phase, the further movement of the cleaned steel along the bottom of the ladle directly into the nozzle dispense.

5. The technological interrelations established in the work determine the proportionality of the consumptions of argon for blowing the square root in the tundish out of the ratio of the mass of the melt to the mass of its actually cast metal, which correlates with the proportionality of the hydrogen content in the square root of the amount it enters during the continuous series of casting.

A technology for refining flakes susceptible liquid steel from hydrogen has been developed, which includes a change of argon consumption for blowing in tundish sections in the bubbles regime or a new mode of renewal of the main slag. The use of this technology allows to ensure the hydrogen content in the flakes susceptible steel is less than 2 ppm - i.e. the boundary to which the service properties became high as a result of the absence of flake, exclude the rejection of finished metal products by ultrasonic testing results and increase the resistance of the CCM tundish by 1.4 times.

References

1. Geld, P.P., Riabov, R.A, Vodorod v metallakh i splavakh [Hydrogen in metals and alloys], Metalurgiya, Moskow, USSR 1974.

2. Smirnov, A.N., Kuberskii, S.V., Podkorytov, A.L. et al. Nepreryvnaia razlivka sortovoi zagotvki [Continuous casting of billets], Institut Ekonomiki promyshlennosti NAN Ukrainy, Donetsk Ukraine 2012.
3. Shin-ya Kitamura. Development of the Japanese steel refining technology in these 15 years. Proceedings of the 6th European Oxygen Steelmaking Conference, Stockholm 2011. – Programme No. JS-3 (12 pages).
4. Boichenko, B.M., Okhotskiy, V.B., Kharlashin, P.S. Converter Production of Steel. Theory, Technology, Quality of Steel, Nord-Computer Publishers, Donetsk, 2008. – 407 p.
5. Riabov, V.V., Ermolaeva, E.I., Roldugin, G.N., Nepreryvnoe rafinirovaniye metalla v protsesse razlivki [Continuous refining of metal in casting], Ferrous metallurgy of Russia and the CIS countries in the XXI century (III international Conference), Metallurgy, Moscow 1994.
6. Bannenberg, N. Tekhnologiya vnepechnoi obrabotki i nepreryvnogo litia pri proizvodstve chistoi stali [Technology of secondary metallurgy and continuous casting in clean steel production], Ferrous metallurgy of Russia and the CIS countries in the XXI century (III international Conference), Metallurgy, Moscow 1994.
7. Zapffe, G., Sims, C. Recommended Equilibrium Values for the Reactions of Steelmaking / AIME, 1949. – Vol. 32. – P. 236-240.
8. Grabke, H.J., Riecke, E. Absorption and Diffusion of Hydrogen in Steels, Materials and Technology, 2000. – Vol. 34 (6). – P. 331-342.
9. Steelmaking Data Sourcebook. Revised Edition. The Japan Society for the Promotion of Science / The 19th Committee on Steelmaking. – New York: Gordon and Breach Science Publishers, 1988. – 598 p.
10. Yavoyskiy, V.I., Levin, S.L., Baptizmanskii, V.I., Umrikhin, P.V. et al. Metallurgiya stali [Metallurgy of steel], Metallurgy, Moscow 1973.
11. Guliaev, A.P. Metallovedenie [Material Engineering], Metallurgy, Moscow 1978.
12. Yavoyskiy, V.I., Teoriya protsessov proizvodstva stali [Theory of steelmaking processes], Metallurgy, Moscow 1967.
13. "Method of refining a flake-susceptible steel from hydrogen" S.B. Boichenko, Yu.S. Proidak, Ye.V. Synehin, №90886, issued 10.06.2014.
14. "The method of continuous casting of flake-susceptible steels" S.B. Boichenko, Yu.S. Proidak, Ye.V. Synehin, № 90970, issued 10.06.2014.

Стаття надійшла 15.05.2018р.

Рецензент: д.т.н., проф. Пройдак Ю.С.

УДК 537.84:669:621.74

Гойда Д.І., Верзілов О. П.

ЗАСТОСУВАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ СИЛ У ПРОМІЖНОМУ КОВШІ МАШИНИ БЕЗПЕРЕРВНОГО ЛИТТЯ ЗАГОТОВКИ

Hoida D.I., Verzilov O.P.

APPLICATION OF ELECTROMAGNETIC FORCED IN THE INTERMEDIATE TUNDISH OF CONTINUOUS CASTING MACHINE

Проаналізовано методи електромагнітного впливу на рідкий розплав у проміжному ковші машини безперервного лиття заготовки. Узагальнено основні принципи роботи технологічних вузлів для електромагнітної взаємодії з розплавом та виділено недоліки та переваги різних методів, які отримали розвиток у світовій практиці.

Ключові слова:

МБЛЗ, електромагнітне перемішування, проміжний ківш, електромагнітна гідродинаміка, якість сталі.

The features of the application of electromagnetic technology in various parts of the continuous casting machine are considered. The methods of electromagnetic influence on the liquid melt in the tundish of the continuous casting machine of the billet are analyzed. Three main operations with the use of electromagnetic impact on the melt in the tundish were singled out: induction heating, electromagnetic stirring with the aim of averaging the chemical composition and temperature of the liquid steel, electromagnetic control of the melt flow during outflow. The basic principles of operation of technological components for electromagnetic interaction with the melt are summarized and the disadvantages and advantages of various methods that have been developed in world practice are highlighted. The design features of a two-chamber tundish with an electromagnetic stirrer to create a rotating magnetic field were considered and the main advantages of using this design in practice in comparison with other technological solutions were highlighted.

Вступ

Ґрунтуючись на досвіді багаторічного використання технології безперервного розливання сталі, варто відзначити комплекс технологічних заходів, який визначає якість безперервнолитої заготовки. В рамках даного комплексу необхідно відзначити раціональний вибір робочих параметрів лиття, сукупність використовуваних вогнетривких виробів на ділянці «сталерозливний ківш - кристалізатор МБЛЗ», захист сталі від вторинного окиснення і температурний режим розливання. Нарівні з цим виникає потреба запобігання різних дефектів безперервнолитої заготовки, а саме дефекти кристалізаційного, усадочного і ліквацийного характеру. Для вирішення виникаючих завдань у світовій практиці досить часто вдаються до спеціальних технологічних прийомів, які дозволяють контролювати якість металу за рахунок регламентованого примусового перемішування рідкої фази безперервнолитої заготовки за допомогою накладення різного роду електромагнітних сил [1-4].

2. Особливості застосування технології електромагнітного впливу на різних ділянках машини безперервного лиття заготовки

Основним завданням більшості досліджень є раціоналізація технологічного процесу виплавки сталі і отримання твердого напівпродукту в умовах мінімізації виробничих витрат, що дозволить

знизити собівартість заготовки, і досягнення високих показників якості напівпродукту. Для досягнення позитивного ефекту у даному напрямку варто з акцентувати увагу на організації допоміжних заходів з рафінування сталі на ділянці проміжного ковша машини безперервного лиття заготовки з застосуванням електромагнітного перемішування.

В даному випадку накладення електромагнітного поля на рідку сталь, яка знаходиться в проміжному ковші може забезпечувати примусове переміщення потоків розплаву у вертикальній або горизонтальній площині, а також їх спіральний рух. При цьому, незалежно від конструкції, пристрої для електромагнітного перемішування забезпечують прямий вплив на заготовку тільки на певній досить короткій (кілька десятків сантиметрів) ділянці. У той же час, обладнання для електромагнітного перемішування металу може бути розташоване практично по всій довжині рідкої фази на МБЛЗ від проміжного ковша до зумпфової зони (рис.1).

При виборі режимів і характеру накладання електромагнітного впливу необхідно брати до уваги той факт, що під час безперервного розливання в досить широких межах змінюється цілий ряд параметрів: хімічний склад сталі, температура розливання (в тому числі і температура перегріву над лінією ліквідус), швидкість розливання сталі, перетин безперервно литої заготовки, ре-

жим гойдання кристалізатора, спосіб підведення сталі в кристалізатор, режим вторинного охолодження, вимоги до кристалічної структури і хімічної однородності та ін. Отже, оптимізація параметрів електромагнітного перемішування для певних конкретних умов виявляється важким багатфункціональним завданням, що вимагає проведення глибоких якісних досліджень. У той же час зага-

льні закономірності впливу електромагнітного перемішування на формування безперервно литої заготовки представляється можливим простежити на підставі сучасних уявлень про умови затвердження при примусовому перемішуванні рідкої фази і узагальненні багаточисленних практичних даних, представлених у літературі.



індукційне нагрівання

електромагнітне керування витратою

електромагнітне гальмування струменя

електромагнітне перемішування у кристалізаторі

електромагнітне перемішування (зменшення довжини зони стовпчастих кристалів, подрібнення твердих кристалів, зменшення ступеню розвитку ліквіації)

електромагнітне обтиснення

електромагнітне перемішування (подрібнення рівновісних кристалів, подавлення осьової ліквіації, подавлення усадкової пористості)

електромагнітне перемішування у ПК (усереднення за хімічним складом і температурою)

електромагнітна стабілізація рівня наливу металу (придушення хвильових процесів)

електромагнітний віджим

Рисунок 1 - Застосування електромагнітного впливу на різних стадіях процесу безперервного розливання сталі

Для досягнення максимально позитивного ефекту при накладанні електромагнітного впливу необхідно відповісти на певну кількість запитань: які енергетичні показники примусового перемішування найбільш раціональні (або допустимі); переважний рух примусових конвективних потоків розплаву (лінійний або циркуляційний); яка гранична швидкість руху потоків і на яких стадіях затвердіння вона допустима; місце для вкладання (розташування) джерела впливу; який обсяг розплаву братиме участь в перемішуванні і яким чином це вплине на всю систему; в якій мірі потрібно реконструкція існуючого технологічного обладнання при реалізації запропонованої схеми впливу тощо.

3. Застосування електромагнітних сил у проміжному ковші машини безперервного розливання заготовки

Найбільш характерною особливістю розподілу швидкостей конвективних потоків при електромагнітному перемішуванні є їх максимальний показник безпосередньо у джерела впливу з подальшим зменшенням інтенсивності перемішування в міру наближення до осі заготовки. Максимальна швидкість примусових потоків при електромагнітному перемішуванні регулюється за допомогою напруженості електромагнітного поля і може досягати значень декількох метрів на секунду. При

цьому в залежності від умов впливу в рідкій фазі можуть формуватися як ламінарні течії, так і турбулентні потоки і вихрові зони.

Як видно з рис. 1 застосування електромагнітних сил на МБЛЗ починається ще в проміжному ковші, де серед основних операцій можна виділити:

- індукційний нагрів;
- електромагнітне перемішування з метою усереднення за хімічним складом і температурі;
- електромагнітне управління витратою.

Індукційний нагрів сталі дозволяє досягти регламентованих показників за температурою без істотного перегріву сталі, яка випускається з сталеплавильного агрегату. Широко відомо, що електричний і термічний коефіцієнт корисної дії індукційних каналних пристроїв - найвищий серед електричних печей і міксерів. Крім того, крім нагріву, при індукційному способі передачі енергії, в оброблюваному рідкому металі виникають електромагнітні сили або потоки, що призводять розплав в рух [5].

У конструктивному плані основні технічні рішення, запропоновані для індукційного підігріву сталі в проміжному ковші, базуються на створенні двокамерного проміжного ковша. Причому нагрівання сталі здійснюється або в приймальній камері, або при перетіканні з однієї камери в іншу.

Використовуючи ці переваги були розроблені системи індукційного нагріву в каналі для проміжних ковшів порівняно невеликої (зазвичай менше 30 т) місткості. Ці нагрівальні пристрої досить компактні, щоб бути вбудовані в існуючі проміжні ковші без будь-яких істотних модифікацій. Більш того, такі нагрівальні пристрої практично не зменшують корисний об'єм проміжного ковша.

Технологія індукційного нагріву в каналі досить широко досліджена і застосовується японськими компаніями Kawasaki Steel Corporation, Nippon Steel, Daido Steel, Sumitomo Metal і т.д. Аналіз відомих результатів свідчить про те, що ефективність нагріву металу досить висока (приблизно 90% від енергії, що підводиться, перетворюється в тепло, яке поглинається в ковші) і забезпечується хорошою керованістю процесом. При цьому

близько 5% тепла втрачається в електричному ланцюзі, а ще 5% - через вогнетривкі стіни.

Однак при очевидних перевагах такого процесу він не позбавлений і істотного недоліку, який виражається в підвищеній витраті електроенергії на рівні до 15 кВт · год / т сталі, а також використанні дорогого, складного в експлуатації та ремонті устаткування.

Для підвищення ефективності видалення неметалевих включень японська компанія JFE Steel розробила двокамерний проміжний ківш, в якому одна камера має циліндричну форму, що дозволяє використовувати електромагнітне поле для подання рідкої сталі обертального руху (рис. 2). Цей процес отримав назву «проміжний ківш з відцентровим рухом потоків» (CF Tundish).

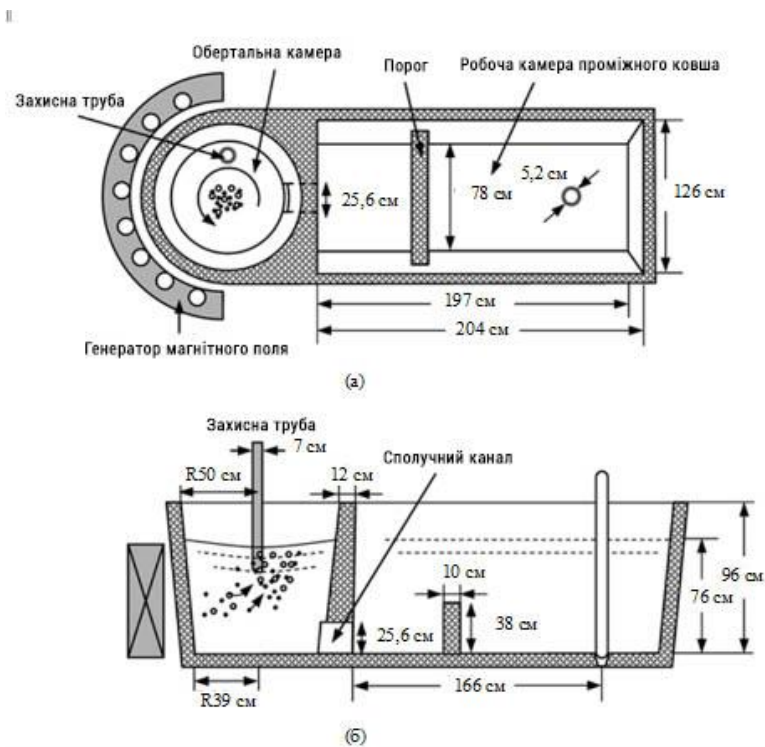


Рисунок 2 - Двокамерний проміжний ківш з електромагнітним перемішувачем для створення магнітного поля, що обертається: а – вид зверху; б – фронтальна площина (перетин)

Завдяки обертальному руху рідкої сталі збільшується резидентний час її перебування в проміжному ковші і відповідно зростає ймовірність видалення великих неметалевих включень в результаті їх спливання в шлак. Оброблений таким чином розплав потім подається в розливу камеру через канал, який вбудовано в дно проміжного ковша.

Використання проміжного ковша з обертальним рухом потоків дозволяє значно зменшити кількість великих окисних включень (розміром більше 10 мкм) в отриманій сталі. Надалі розроблений проміжний ківш і технологія підігріву сталі електромагнітним полем була використана для виробництва нержавіючої сталі високої якості, розкисненою алюмінієм.

В цілому технологія обертального руху потоків і їх індукційного підігріву в проміжному ковші має певні переваги перед іншими методами, які полягають в забезпеченні рівномірності підігріву, високої ефективності обробки в плані видалення неметалевих включень, надійності експлуатації і простоти в обслуговуванні, а також дозволяє адаптувати цю технологію в промислових умовах у проміжних ковшах МБЛЗ. При цьому систему індукційного підігріву з метою зниження енерговитрат, найбільш доцільно застосовувати в кінці розливання ковша в разі значного падіння температури сталі при її переливу в кристалізатор.

Також існують пристрої електромагнітного управління витратою в проміжному ковші, які встановлюються на ділянці між проміжним ков-

шем і кристалізатором безпосередньо на занурений стакан. Однак це технологічне рішення не набуло широкого поширення на практиці.

Висновки:

1. Можна стверджувати, що застосування електромагнітних полів, є ефективним засобом впливу на рідку сталь і знаходить все більш широке і успішне застосування в технологіях безперервного розливання сталі в світі. При цьому, електромагнітні системи застосовуються як на етапі проміжного ковша і кристалізатора, так і в зоні вторинного охолодження і зумпфової зони.

2. За рахунок електромагнітних систем здійснюється: підігрів розплаву і його перемішування,

управління процесами витікання і витрати рідкої сталі, контроль за рівнем наливу металу і розвитком хвильових процесів.

3. Використання технології магнітного перемішування розплаву в проміжному ковші пов'язано з підвищеною витратою електроенергії на рівні до 15 кВт · год / т сталі, а також використанням дорогого, складного в експлуатації та ремонті устаткування.

4. З огляду на високі витрати на обладнання для електромагнітного перемішування, представляється доцільним його використання в першу чергу для середньо- і високовуглецевих (в тому числі легованих) сталей, які мають порівняно високу додаткову вартість.

Бібліографічний список:

1. Смирнов А.Н. Непрерывная разливка стали / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, Е.В. Штепан – Донецк: ДонНТУ, 2011. – 482 с.
2. М. Гарнье. Возможности и перспективы электромагнитной обработки материалов // Магнитная гидродинамика. – 1996. – Т. 32. – № 2. – С. 131-140.
3. Открытие № 299 «Закономерность гомогенизации металлического расплава и эжектирование неметаллических включений при наложении вертикальных потоков в расплаве» / Смирнов А.Н., Пилушенко В.Л., Дубоделов В.И. и др. // Рег. № АНО/40-09 от 12.12.2005 г. на основании Решения № 181 от 09.12.2005 г. Международной Ассоциации Авторы Научных Открытий.
4. Sh. Asai. Electromagnetic Processing of Materials – The State of the Field and Its Prospects of the International Development // Proceedings of the International Congress on Electromagnetic Processing of Materials “EMP-97”. – Paris-La-Defense, France, May 27-29, 1997. – V. 1. – P. 5-12.
5. Гидродинамические и физико-химические процессы в поромежучочных ковшах для непрерывного литья стали / В.И. Дубоделов, А.Н. Смирнов, В.Г. Ефимова и др. — Киев: Наукова думка, 2018. — 262 с.

References:

1. Smirnov A.N. Continuous casting of steel / A.N. Smirnov, S.V. Kubersky, E.V. Stepan - Donetsk: DonNTU, 2011. - 482 p.
2. M. Garnier. Opportunities and prospects of electromagnetic material processing // Magnetic hydrodynamics. - 1996. - T. 32. - № 2. - P. 131-140.
3. Opening No. 299 "Regularity of homogenization of a metallic melt and ejection of nonmetallic inclusions upon superposition of vertical flows in a melt" / Smirnov AN, Pilyushenko VL, Dubodelov VI and others // Reg. No. ANO / 40-09 dated 12.12.2005 on the basis of Decision No. 181 of 09.12.2005 of the International Association of Authors of Scientific Discoveries.
4. Sh. Asai. Electromagnetic Processing of Materials – The State of the Field and Its Prospects of the International Development // Proceedings of the International Congress on Electromagnetic Processing of Materials “EMP-97”. – Paris-La-Defense, France, May 27-29, 1997. – V. 1. – P. 5-12.
5. Hydrodynamic and physicochemical processes in porcelain ladles for continuous casting of steel / V.I. Dubodelov, A.N. Smirnov, V.G. Efimova et al. - Kiev: Naukova Dumka, 2018. – 262p.

Стаття надійшла 16.05.2018р.

Рецензент: д.т.н., проф. Чернятевич А.Г.

УДК 669.1

Калінчак В.В., Черненко О.С., Шевченко Т.Г., Козловцев С.В., Дорота Каліш,
Куземко Р.Д., Сінельников В.О.

МОДЕЛЬ ГОРІННЯ ВУГІЛЛЯ І РОЗІГРІВУ ВОГНЕТРИВКИХ ЧАСТИНОК В ТЕХНОЛОГІЇ ФАКЕЛЬНОГО ТОРКРЕТУВАННЯ ФУТЕРІВКИ КОНВЕРТЕРА

Kalinchak V.V., Chernenko A.S., Shevchenko T.G., Kozlovcev S.V., Dorota Kalisz,
Kuzemko R.D., Sinelnikov V.O.

MODEL OF COMBUSTION OF COAL AND HEATING OF REFRACTORY PARTICLES IN TECHNOLOGY OF CONFECTIONAL TORQUETING OF CONVERTER FOLLOWING

Запропонована фізико-математична модель факельного горіння і руху суміші частинок пиловугільного палива (ПВП) і вогнетривкого порошку. Увага приділяється теплофізичним процесам, які сприяють розігріву частинок магнезиту вище температури розм'якшення. Такий процес реалізується завдяки виділенню великої кількості тепла при горінні частинок вугілля в факелі. При окисненні вугільних частинок в кисні прийнято, що на їх поверхні та в газовій суміші протікають гетерогенні реакції $C+O_2=CO(I)$, $2C+O_2=2CO(II)$, $C+CO_2=2CO(III)$, $2CO+O_2=2CO_2(IV)$.

Приведені результати у вигляді профілів температур частинок обох фракцій та газової суміші, газового складу суміші, доли вигорання частинок коксу, середньої швидкості та розміру факелу. Встановлено, що існують параметри масової витрати і гранулометричного складу торкрет-маси, при якому можливе досягнення частинок MgO м'якого стану та високої повноти згорання коксових частинок при наближенні до футеровки кисневого конвертера. **Ключеві слова:** вугілля, вогнетривкий порошок, частинки, факел, горіння.

A physical-mathematical model of flare combustion and motion of mixture pulverized-coal particles and refractory powder is described. When considering the kinetics of combustion reactions of coal particles, the scheme of reactions $C+O_2=CO(I)$, $2C+O_2=2CO(II)$, $C+CO_2=2CO(III)$, $2CO+O_2=2CO_2(IV)$ is adopted.

In this work, attention is paid to thermophysical processes that promote the heating of magnesite particles above the softening temperature. An analysis is made on effect of the coal particles' diameter and mass flow of gunite mass on the maximum temperature (coke particles, refractory powder particles, gas mixture's), gas composition of the mixture and completeness of coal particle's burnout. Varying the diameter of the carbon particles allows you to monitor the onset of burning of coal particles and gas composition. Varying the mass flow of dust allows you to monitor the full burnout of coal dust.

Вступ. При виплавці сталі футеровка кисневого конвертера постійно зношується зі швидкістю - 1 мм за плавку. Підвищення стійкості футеровки кисневих конвертерів - найважливіша проблема в сучасній металургії [1, 2]. В даний час на металургійних комбінатах України досягнуто рівня ~ 7 тис плавок, а на деяких підприємствах країн світу - 40 тис плавок і більш. Заміна футеровки 350 т конвертера обходиться в ~ 1 млн. доларів. Для ремонту футеровки, особливо в області локального зносу (наприклад, в районі цапф) використовується високотемпературне факельне торкретування. Торкретування футеровки - це метод гарячого ремонту шляхом нанесення за допомогою торкрет - машин вогнетривкої маси на зношені ділянки футеровки. Стійкість футеровки з магнезитовуглецевими вогнетривками досягає 5-10 тис. плавок.

В ході аналізу сучасних методик, результатів досліджень, новітніх технологій і накопиченого на металургійних комбінатах досвіду встановлено, що якість гарнісажу істотно залежить як від конструкції самої фурми, але в ще більшому ступені від правильної організації струминного багатокомпонентного потоку, що минає з соплових блоків, розташованих на різних рівнях. Цей розділ теорії факельного торкретування ще не вивчений.

При використанні цієї технології відновлення футерування завжди існувала проблема, так як конструктивно сопла, через які закінчується газова суспензія (азот + порошок) і кисень, розташовані на різних рівнях. Зменшення витрат по довжині стовбура призводить до зниження кількості руху потоків газової суспензії і кисню, погіршення енергетичних характеристик струменів, що витікають. Прилипання ж розм'якшених частинок

Калінчак Валерій Владимирович - д. ф.-м. н., професор, ОНУ імені І. І. Мечникова м.Одеса
Черненко, Олександр Сергійович - к.ф.-м.н., доцент, ОНУ імені І. І. Мечникова м.Одеса
Шевченко, Тарас Григорович - ген. директор Маріупольського металургійного комбінату
Козловцев, Сергій Вікторович - нач.цеху Маріупольського металургійного комбінату
Дорота Каліш, - dr. hab. eng. AGH University of Science and Technology, Krakow, Poland
Куземко, Руслан Дмитрович - к.т.н., доцент Приазовський державний технічний університет м.Маріуполь
Сінельников Віктор AGH "Azovstal iron & Steel Works", Krakow, Poland

порошку на вогнетривкій поверхні можливо тільки тоді, коли вони переміщуються в високошвидкісному потоці. У той же час горизонтальне і вертикальне пересування торкрет-фурми, обертання навколо поздовжньої осі на 180° в обидві сторони дозволяє проводити ремонт футеровки в будь-якому місці конвертера.

При оптимальній величині питомої витрати кисню формується щільне вогнетривке покриття, подібне за складом вапняно-периклазовим вогнетривам, які володіють термостійкістю, механічною міцністю і забезпечують тривалу стійкість футеровки конвертера в цілому. Не останнє місце в процесі торкретування грають конструкції фурм і сопел. Використання в торкрет-фурмах сопел спеціальної конструкції сприяє кращому змішуванню вогнетривкого порошку з паливом і, отже, формуванню більш якісного торкрет-покриття. Спільне використання високоефективних технологій ремонту та захисту футеровки кисневих конвертерів – факельного торкретування і пневматичного ошлаковування – дають найкращі результати. Однак, ефективність факельного торкретування можна істотно підвищити, якщо, наприклад, дисперсний потік до сопел торкрет-фурми подавати підігрітим.

Актуальна проблема гарячого ремонту і надійного відновлення пошкодженої стінки (футеровка) кисневого конвертера методом факельного нагріву вогнетривкого порошку в результаті здійснення горіння пилувугільного палива пов'язана з комплексним аналізом взаємовпливу неізотермічної кінетики хімічних реакцій горіння частинок вугілля з процесами тепломасообміну і динаміки руху фаз.

При факельному торкретуванні основним елементом є водоохолоджувальна торкрет-фурма. Через неї подають кисень і за допомогою стиснутого повітря торкрет-маса, яка складається з магнезитового порошку і коксового пилу. Згоряння коксу в кисні забезпечує формування факела з температурою $1800 - 2000^\circ\text{C}$. При цій температурі вогнетривкий порошок переходить в пластичний стан і в процесі нанесення факелом на поверхню футеровки міцно зварюється з нею.

Аналіз літературних даних і постановка проблеми. Торкрет-фурма працює наступним чином. Перед торкретуванням фурму через отвір в каміні конвертера вводять в його робочий простір по поздовжній осі так, щоб сопла торкрет-маси і кисню були спрямовані на цапфові зони футеровки. Спочатку включають подачу торкрет-маси (вугілля або кокс - 30%, вогнетривкий порошок - 70%, що несе газ - азот, надлишковий тиск перед соплом $P = 0,6$ МПа), а потім, після її появи з сопел, включають кисень при початковому тиску $PO_2 = 1,6$ МПа. Торкрет-маса витікає зі щілин фурми зі швидкістю 30 м / с, кисень на виході з сопел має швидкість 300 м / с. Кінетична енергія кисню в десятки разів більше, ніж у торкрет-маси. Рівномірність його закінчення з

сопел практично ідеальна, тому кисень є організуючим елементом для потоку торкрет-маси, який при такій організації струменів стає рівномірним.

Таким чином в порожнину кисневого конвертера, де температура $\sim 1300^\circ\text{C}$, витікає газопорошковий струмінь. Вугілля (кокс) горить, а частинки вогнетривкого порошку в факелі нагріваються до пластичного стану і будуть наварюватися на "холодну" ($\sim 1000^\circ\text{C}$) поверхню футеровки. Відстань від сопла до футеровки $\sim 2,7$ м.

Вивчення горіння пилувугільного факела залишається актуальним завданням [3-6]. На увагу заслуговують експериментальні роботи по горінню вугільного пилу в модельних установках [3] і в фурменній зоні вагранки [4]. Турбулентний рух пилу істотно ускладнює математичний опис процесів, що протікають. Однак використання чисельних методів дозволяють проводити аналіз рішень, незважаючи на громіздкість, фізико-математичних моделей [5, 6].

При розгляді кінетики реакцій горіння вугільних частинок, часто виникає питання: чи можна обійтися однією реакцією горіння вуглецю, що «спостерігається» $C + O_2 = CO_2$ (I) або $C + CO_2 = 2CO$ (III) замість сукупності реакцій $C + O_2 = CO_2$ (I), $2C + O_2 = 2CO$ (II), $C + CO_2 = 2CO$ (III), $2CO + O_2 = 2CO_2$ (IV)? Використання однієї видимої реакції дозволяє розбити весь пилувугільний факел на зони і значно спростити завдання [3]. Однак невідомими залишаються кордони зон. До того ж поява в газовій суміші чадного газу в результаті турбулентного перенесення від поверхні частинок призводить до його окислення, і, отже, нагрівання безпосередньо газової суміші. Таким чином, правильний облік механізму реагування вуглецю з киснем [6-8] дозволяє враховувати виділення тепла в різних областях системи, що впливає на теплообмін між її частинами.

Відомо, що для здійснення горіння попередньо холодних частинок коксу необхідно або нагрівати навколишній газ, або нагрівати частки вище критичної температури займання [9].

Мета і завдання досліджень. Наявність в початковій частині факела трьох фаз, які грають різну роль, ставить необхідністю аналіз поведінки кожної з них по довжині факела. Так частки пилувугільного палива є джерелом виділення на їх поверхні великої кількості тепла. Частинки вогнетривкого порошку є інертними частинками, але їх нагрівання вище температури розм'якшення є необхідним для реалізації кінцевої мети факельного торкретування. Газова фаза містить кисень, необхідний для окислення вуглецю частинок ПВП, і є посередником передачі тепла від частинок ПВП до частинок вогнетриву. Отже, температура цих фаз не повинна бути однакою, а поняття температури факела, яку і визначають

експериментальним шляхом, стає певним усередненням.

Слід також зауважити, що інтенсивність передачі тепла від частинок ПВП до газової суміші, а потім і до частинок вогнетриву залежить не тільки від інтенсивності руху цих фаз, а й від різниці їх температур.

Тому метою даного дослідження є побудова в найбільш простому вигляді фізико-математичної моделі частинок горіння і динаміки руху пилувугільного палива і розігріву частинок

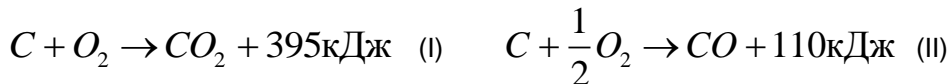
$$v_g = v_{gm} + v_{gt}, D_g = D_{gm} + D_{gt}, \lambda_g = \lambda_{gm} + \lambda_{gt}.$$

$$v_{gm} = v_{g0} \left(\frac{T_g}{T_0} \right)^{2.5} \frac{P_0}{P} \left(\frac{T_0 + C}{T_0 + C} \right), \lambda_{gm} = \lambda_{g0} \left(\frac{T_g}{T_0} \right)^{1.5} \left(\frac{T_0 + C}{T_0 + C} \right), \rho_g = \rho_{g0} \frac{T_0}{T_g} \frac{P}{P_0},$$

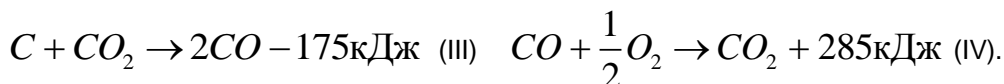
$$D_{gt} \approx 18 \cdot 10^{-3} u_g \sqrt{\frac{S}{\pi}} \operatorname{Re}_g^{-0.16} \frac{P_0}{P} \text{ (для чисел } \operatorname{Re} < 10^5), \lambda_{gt} = D_{gt} c_g \rho_g.$$

Матеріали і методи досліджень. Складність рішення поставленого завдання передбачає використання ряду обґрунтованих припущень:

- газоподібні продукти мають температуру і швидкість дисперсних частинок;
- за рахунок турбулентності концентрації газоподібних компонентів моментально встановлюються в обраному обсязі, частки не коагулюють і в середньому рівновіддалені;
- частинки і газ в факелі рухаються з однаковою швидкістю, зміна якої описується теоретично отриманою залежністю для турбулентного струменя з твердими домішками;
- хімічні реакції протікають по першому порядку.



З появою газоподібних продуктів реакцій вони можуть в подальшому вступати в наступні реакції



Реакція (III) вносить істотний внесок при температурах частинок вище 2000 К, а реакція (IV) - додатково підігріває газову суміш вже при температурах суміші понад 1200 К при наявності чадного газу.

$$Y_{O_2s} = \frac{\beta}{\beta + (k_1 + k_2)} Y_{O_2}, \quad Y_{CO_2s} = \frac{M_{CO_2}}{M_{O_2}} \frac{k_1}{(\beta + k_3)} Y_{O_2s} + \frac{\beta}{(\beta + k_3)} Y_{CO_2}, \quad \beta = \frac{D_g Nu}{d_c}.$$

Зміна температури частинки коксу відбувається за рахунок тепловиділення в гетерогенних хімічних реакціях (I) - (III), теплообміну з навколишнім газом

$$\frac{c_c \rho_c d_c}{6} u_c \frac{\partial T}{\partial x} = q_{ch} - q_g - q_w, \quad T(x=0) = T_b, \quad (1)$$

$$q_{ch} = \left((Q_1 k_1 + Q_2 k_2) \rho_{gs} Y_{O_2s} - Q_3 k_3 \rho_{gs} Y_{CO_2s} \right) (1 - X_A) \quad k_i = k_{0i} \exp \left(-\frac{E_i}{RT} \right), \quad i = 1..3, \quad (2)$$

вогнетривкого порошку в умовах факельного горіння в кисні під високим тиском.

Головним напрямком дослідження стало розгляд саме теплофізики процесу. Вплив характеру руху частинок і газової суміші враховується турбулентними коефіцієнтами переносу. Так при турбулентному русі газу ефективні коефіцієнти перенесення (коефіцієнт в'язкості, дифузії D , теплопровідності) в газовій суміші визначаються через молекулярні (індекс m) і турбулентні (індекс t) характеристики:

- внутрішнім реагуванням всередині частинок коксу (а також стефанівською течією) будемо нехтувати в зв'язку з високою інтенсивністю зовнішнього масопереносу.

Для аналітичного розгляду горіння і руху торкрет-маси в порожнині кисневого конвертера використовується система рівнянь, заснована на законах збереження маси, енергії та імпульсу, законах хімічної кінетики.

За основу для опису кінетики хімічних процесів і тепломасообміну коксових частинок ПВП приймається підхід, описаний в [8-10]. Так в процесі реагування вуглецю частинок ПВП з киснем протікають в основному такі реакції

Концентрації (масові частки) кисню і вуглекислого газу поблизу поверхні частинок коксу визначаються інтенсивністю масопереносу:

$$q_g = \frac{\lambda_g Nu}{d_c} (T - T_g), \quad q_w = \varepsilon \sigma (T^4 - T_w^4). \quad (3)$$

Тут c_c , ρ_c , d_c , u_c , T – питома теплоємність, щільність, діаметр, відносна швидкість і температура часток ПВП, X_a – масова зола в коксі ПВП; Q_i , k_i , E_i – парниковий ефект в розрахунку на 1 кг активного реагенту, константа і енергія активації і-тої хімічної реакції; ρ_g , λ_g , T_g – щільність, коефіцієнт теплопровідності і температура газової суміші; Nu – число Нуссельта, x – координата

вздовж факела, ε – ефективний коефіцієнт чорноти поверхні частинки, який залежить додатково від концентрації і розміру факела; T_w – температура стінок футеровки; β – коефіцієнт масопереносу кисню до поверхні частинки ПВП.

В результаті протікання гетерогенних реакцій зменшується розмір частки:

$$-\frac{1}{2} \rho_c u_c \frac{\partial d_c}{\partial x} = \frac{\mu_c}{\mu_{O_2}} (k_1 + 2k_2) \rho_{gs} Y_{O_2s} + \frac{\mu_c}{\mu_{CO_2}} k_3 \rho_{gs} Y_{CO_2s}, \quad d_c(x=0) = d_{cb}. \quad (4)$$

Нагрівання і збільшення температури частинки вогнетривкого порошку (індекс f) відбувається за рахунок теплообміну з навколишньою газовою

сумішшю, а також теплообміну випромінюванням зі стінками футеровки згідно диференціальних рівнянь:

$$\frac{c_f \rho_f d_f}{6} u_f \frac{\partial T_f}{\partial x} = -q_{gf} - q_{wf}, \quad T_f(x=0) = T_{fb}, \quad (5)$$

$$q_{gf} = \frac{\lambda_g Nu_f}{d_f} (T_f - T_g), \quad q_{wf} = \varepsilon \sigma (T_f^4 - T_w^4).$$

Діаметр частинок вогнетривкого порошку не змінюється в часі (частки інертні)

$$-\frac{1}{2} \rho_f u_f \frac{\partial d_f}{\partial x} = 0, \quad d_f(x=0) = d_{fb}. \quad (6)$$

Зміна температури газової суміші (індекс g) визначається за рахунок тепловиділення в гомогенної реакції окислення чадного газу,

теплообміну з частинками, тепловтратами з навколишнім середовищем і переходом частини кінетичної енергії руху в теплову:

$$c_g \rho_g u_g \frac{dT_g}{dx} = Q_4 k_4 \rho_g Y_{CO} - q_{gf} \frac{S_f \dot{N}_f}{S u_g} + q_g \frac{S_c \dot{N}_c}{S u_g} - q_{gaz} \frac{p_s}{S} - \rho_g u_g^2 \frac{du_g}{dx}, \quad (7)$$

$$T_g(x=0) = T_{gb}.$$

Тут \dot{N}_c , \dot{N}_f – число часток, влітають в перетин факела за 1 секунду.

масообміном з поверхнею частинок ПВП, де протікають гетерогенні реакції, і протіканням реакції окислення чадного газу (IV):

Зміна концентрацій газоподібних речовин в газовій суміші в основному визначаються

$$-\rho_g u_g \frac{dY_{O_2}}{dx} = \frac{\mu_{O_2}}{2\mu_{CO}} k_4 \rho_g Y_{CO} + (k_1 + k_2) \rho_{gs} Y_{O_2s} \frac{S_c \dot{N}}{S u_g} + j_{O_2gaz} \frac{p_s}{S}, \quad (8)$$

$$\rho_g u_g \frac{dY_{CO_2}}{dx} = \frac{\mu_{CO_2}}{\mu_{CO}} k_4 \rho_g Y_{CO} + \left(\frac{\mu_{CO_2}}{\mu_{O_2}} k_1 \rho_{gs} Y_{O_2s} - k_3 \rho_{gs} Y_{CO_2s} \right) \frac{S_c \dot{N}}{S u_g} - j_{CO_2gaz} \frac{p_s}{S}, \quad (9)$$

$$\rho_g u_g \frac{dY_{CO}}{dx} = -k_4 \rho_g Y_{CO} + \left(\frac{2\mu_{CO}}{\mu_{O_2}} k_2 \rho_{gs} Y_{O_2s} + \frac{2\mu_{CO}}{\mu_{CO_2}} k_3 \rho_{gs} Y_{CO_2s} \right) \frac{S_c \dot{N}}{S u_g} - j_{COgaz} \frac{p_s}{S}, \quad (10)$$

$$Y_{O_2}(x=0) = Y_{O_2b}, \quad Y_{CO_2}(x=0) = Y_{CO_2b}, \quad Y_{CO}(x=0) = Y_{COb}.$$

Після інтегрування і отримання масових часток компонентів суміші кожна з концентрацій на кожному етапі інтегрування множилася на множник

$$\frac{1}{Y_{O_2} + Y_{CO} + Y_{CO_2}},$$

що дозволяло дійсно знаходити масову частку кожного компонента і виконувати рівність $Y_{O_2} + Y_{CO} + Y_{CO_2} = 1$.

Для оцінки зміни середньої швидкості газового середовища використовуємо формулу Абрамовича для осьової швидкості затопленого газового турбулентного струменя:

$$\frac{\partial u_g}{\partial x} = -\frac{u_g^2}{u_{gb}} \frac{p}{p_0} \frac{1}{16r_{sb}} \quad u_g(x=0) = u_{gb} \quad (11)$$

де x - відстань від зрізу сопла фурми r_{sb} - радіус сопла фурми.

Зміна площі осьового перерізу струменя знаходиться із закону збереження маси впродовж поширення факелу:

$$\rho_g u_g^2 \frac{\partial S}{\partial x} = 2W_c S_c \dot{N} - \rho_g S \frac{\partial u_x}{\partial x} - u_g^2 S \frac{\partial \rho}{\partial x}, \quad S(x=0) = S_b. \quad (12)$$

Для чисельних розрахунків системи (1) - (12) використані класичні схеми Рунге-Кутта. Вся довжина факела розбивається на 500-3000 ділянок, в результаті чого утворюються профілі температур суміші, вогнетривкого порошку, діаметра і маси частинок ПВП.

У оксиду магнію є так звана температура розм'якшення (1500 - 1550 °С), яка істотно нижча за температуру плавлення (2825 °С). В інтервалі температур від 200 до 1500 °С залежність питомої теплоємності MgO від температури можна апроксимувати $c_f = 185.8 \ln T - 51.85$. Щільність коксу взята 1500 кг / м³, а питома теплоємність апроксимована залежністю (в інтервалі 400-3000 °С): $c_c = 1000 + 60(T - 400)^{0.4}$, Дж/(кг К).

Результати досліджень. Торкрет-маса і кисень попередньо не нагріваються перед виходом з фурми. Однак відомо, що для здійснення горіння попередньо холодних частинок коксу необхідно або нагрівати навколишній газ, або нагрівати частки вище критичної температури запалення [9].

Причиною нагрівання торкрет-маси і кисню перед виходом з фурми може бути займання летючих речовин, які попередньо виходять з частинок ПВП при транспортуванні. Однак і для їх займання також потрібно розігріти суміші, але набагато менше. Причиною нагрівання суміші може бути горіння газів з порожнини конвертера з киснем турбулентного факела в області змішування, звідки тепло і передається всередину більш холодних внутрішніх зон факела.

Проаналізуємо результати чисельного рішення системи диференціальних рівнянь (1) - (12). На рис.1 зображені координатні залежності: а) температур вугільних частинок (T , суцільна), газової суміші (T_g , великий пунктир) і вогнетривкого порошку (T_f , невеликий пунктир); б) діаметрів частинок; с) складу газової суміші; д) відносної маси вугільних частинок, е) форми і ф) швидкості частинок.

У якості характеристик поведінки такої суміші всередині кисневого конвертера розглянемо наступні:

1) **Довжина зони прогрівання пиловугільного палива і порошку x_1 .** Визначимо її як довжину факела, коли досягається перша точка перегину на координатній залежності температури частинок $d^2T/dx^2 = 0$. Ця умова символізує початок активного розігрівання частинок за рахунок протікання екзотермічних хімічних гетерогенних реакцій. До речі, точка перегину на профілі температури газу знаходиться далі по довжині факелу, який символізує початок його розігрівання за рахунок гомогенної реакції окислення чадного газу. Саме в цей час частка чадного газу в суміші досягає максимального значення, після чого вміст його зменшується.

2) **Максимальні значення температури вугільних і вогнетривких частинок T_{max} і $T_{f,max}$ газової суміші $T_{g,max}$.** Визначаються як екстремуми на відповідних залежностях.

3) **Механічний недожог вугільного порошку φ .** Визначається в відсотках, як маса вугілля, що не догоріла. Визначається як

$$\varphi = \left(1 - \frac{m_{c/w}}{m_b} \right).$$

Обговорення результатів. З аналізу рис. 1 видно, що горіння настає через певний час. Основним джерелом тепловиділення є вугільні частинки, які нагрівають газову суміш, яка далі нагріває вогнетривкий порошок.

Припустимо, що вогнетривкий порошок досяг температури розм'якшення. Його (порошку близько 70%) в першу чергу повинні гріти безпосередньо не частки вугілля, а газ, який оточує їх. Газ гріють частки вугілля, яких порівняно небагато. Тому має дотримуватися нерівність T_f (MgO) < T_g (газ) < T (С). Орієнтовні значення температур у факелі в інтервалі 1500 - 2000 °С. Але ці емпіричні значення будуть близькі до

температури тієї фази (однією з трьох), якої найбільше. Тобто MgO. А температури частинок

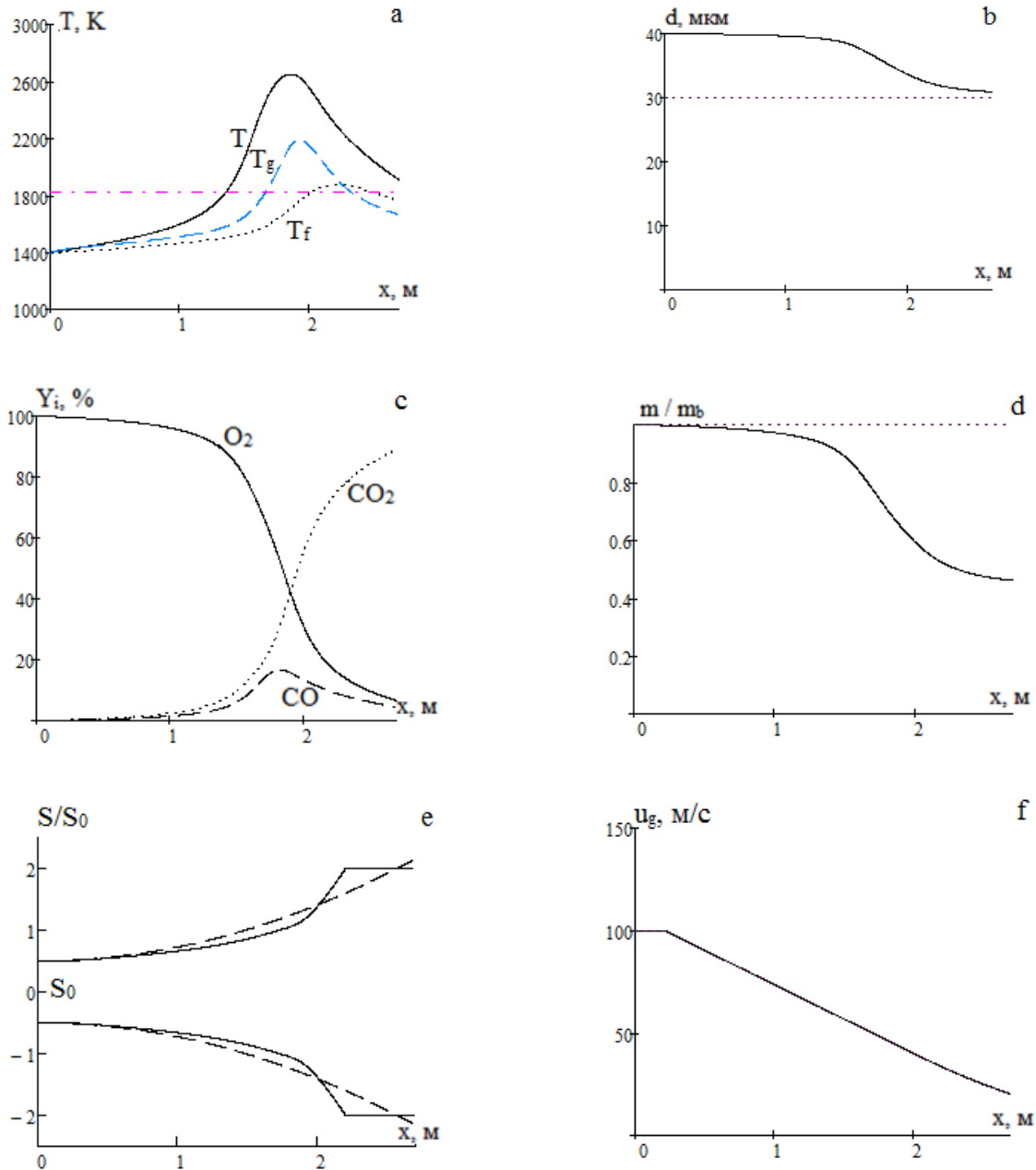


Рисунок 1. Профілі а) температур компонентів суміші, б) діаметрів частинок, с) газового складу суміші, д) маси частинок, е) форми факела, ф) швидкості суміші при вдування порошку з розмірами вугільного порошку $d_c = 40 \mu\text{m}$ и вогнетривкого порошку $d_f = 30 \mu\text{m}$; кисню при тиску 15 атм; початкової температурі суміші 1100°C і середньою швидкістю 100 м/с. Масова витрата порошку (30% С + 70% MgO) = 80 кг/хв. Об'ємна витрата кисню - $14.8 \text{ м}^3/\text{хв}$.

вугілля можуть бути і високі. Не забуваємо, що швидкість тепловіддачі буде залежати не тільки від швидкості руху суміші, а й від різниці температур. Основною залежністю є залежність температури порошку, яка в кінці факела перевищує температуру розм'якшення.

У даній моделі не враховується наявність летючих газів, які значно поліпшать розігрів і подальше горіння вуглецевих частинок. Тому нагрівання порошку до 1300 - 1400 K не призводить до їх швидкого займання.

Згодом, коли починається запалення і горіння частинок, частка кисню починає активно зменшуватися. На поверхні частинок з'являються продукти реакцій: чадний і вуглекислий газ, які практично миттєво (турбулентний факел) переходять в газову суміш. До тих пір, поки температура суміші низька і реакція окислення чадного газу практично не йде, концентрація чадного газу збільшується. При досягненні критичної температури відбувається «запалення» чадного газу і його концентрація швидко

наближається до нуля. Надалі газовий склад суміші складається переважно з вуглекислого газу.

При горінні частинок коксу в кисні на початковому етапі частки інших газів будуть досить малими. А швидкість окислення СО в кисні на порядки вище гетерогенних реакцій. Тому, якщо і з'явиться СО в гетерогенній реакції, він відразу буде окислюватися біля поверхні частинки, а не далеко від неї. Цьому сприяє турбулентний характер перебігу руху газу і частинок.

Таким чином, видимим результатом протікання всіх чотирьох реакцій є утворення в суміші вуглекислого газу.

Під час руху факел розширюється. В якості гарного наближення можна використовувати формулу Абрамовича [11]

$$\frac{S}{S_b} = \pm \left(\frac{1}{2} + 20(0.22x_{i_g})^{0.2} \right),$$

яка представлена пунктирною лінією на рис. 1е.

Зменшення середнього розміру часток при постійній витраті пилової суміші призводить до збільшення їх кількості та питомої поверхні гетерогенних реакцій. Це сприяє (табл. 1) більш ранньому початку займання вугільного пилу і, отже, більш повного їх вигорання. Повне вигорання кисню зумовлено протіканням реакції горіння чадного газу.

Таблиця 1

Вплив діаметра частинок вугільного порошку в суміші з частинками вогнетривкого порошку діаметром 30 мкм на його горіння всередині кисневого конвертера в струмені кисню під тиском 15 атм і початковою швидкістю подачі 100 м/с. Масова витрата порошку (30% С + 70% MgO) = 80 кг/хв, об'ємний витрата кисню - 14.8 м³/хв.

d_c , мкм	x_1 , м	T_{max} , °C	T_{qmax} , °C	T_{fmax} , °C	$Y_{O_2/w}$, %	$Y_{CO_2/w}$, %	$Y_{CO/w}$, %	Φ_{w_1} , %
20	1.03	2425	2475	1675	0	99.0	1.0	47
30	1.33	2380	2175	1655	0	98.4	1.6	46
40	1.56	2375	1915	1605	6.5	89.2	4.3	54
50	1.74	2385	1705	1535	18	73.8	8.2	56
60	1.93	2390	1625	1485	32.4	57.3	10.3	48

Таблиця 2.

Вплив масової витрати порошку (30% С + 70% MgO) на його горіння всередині кисневого конвертера в струмені кисню під тиском 15 атм і початковою швидкістю подачі 100 м/с. Діаметр частинок вугільного порошку $d_c = 40$ мкм, часток вогнетривкого порошку $df = 30$ мкм. Об'ємна витрата кисню - 14.8 м³/хв.

\dot{M} , кг/хв	x_1 , м	T_{max} , °C	T_{qmax} , °C	T_{fmax} , °C	$Y_{O_2/w}$, %	$Y_{CO_2/w}$, %	$Y_{CO/w}$, %	Φ_{w_1} , %
40	1,57	2560	1715	1510	29.7	63.9	6.4	80
60	1.56	2455	1840	1570	14.3	80.2	5.5	66
80	1.56	2375	1915	1605	6.5	89.2	4.3	54
100	1.56	2315	1960	1620	2.1	94.4	3.4	45
120	1.57	2260	1980	1630	0	97.2	2.8	39

Збільшення середнього розміру частинок вугілля відповідає зменшенню їх чисельної концентрації в суміші. Такі частинки спалахують більш пізно і швидкість їх горіння значно нижче. Тому газ нагрівається недостатньо сильно, щоб істотно підвищити швидкість реакції горіння чадного газу. Тому в суміші має місце суттєва частка чадного газу і кисню.

Цікаво простежити вплив масової витрати пилової маси при постійному складі (30% С + 70% MgO) і середньому розмірі частинок (табл. 2).

Малі витрати пилу відповідають нещільного факелу (на одну вугільну частку припадає кисню більше, ніж необхідно для її повного вигорання). Це сприяє досягненню високої температури і повноти згорання частинок коксу. Однак мала їх кількість не дозволяє нагріти газ (за рахунок тепловіддачі і горіння чадного газу), а після, і

частинки вогнетривкого порошку до температури розм'якшення (табл. 1).

Зі збільшенням витрати пилу, частка чадного газу зростає, а, значить, і зростають температури, до яких розігрівається газова суміш. При цьому кисень практично зникає зі складу суміші, і вона складається переважно з вуглекислого газу. З іншого боку недостатня кількість кисню зменшує максимальну температуру частинок коксу і механічну повноту згорання.

Аналізуючи обидві таблиці 1 і 2, можна виділити оптимальні параметри вдування суміші коксу і вогнетривкого порошку, при яких досягається головна мета (нагрів порошку MgO до пластичного стану) при повній виробці кисню в суміші, що є позитивним моментом. Так варіювання діаметра вугільних частинок дозволяє стежити за початком горіння вугільних частинок і газовим складом.

Варіювання масової витрати пилу дозволяє стежити за повнотою вигорання вугільного пилу.

Повнота згорання вугільного пилу може досягати більше 50%. Залишки коксових частинок, які залишаються в футеровці при наступній плавці, виведуться в чавун.

Висновки

В результаті виконаної роботи можна зробити наступні висновки:

Розробка теплофізичної моделі факельного торкретування для ремонту футеровки кисневого конвертера потрібна в зв'язку з необхідністю прогнозування результатів факельного горіння коксових частинок різних видів вугілля. Запропонована фізико-математична модель

дозволяє описати процеси і оцінити основні параметри в пилокисневому факелі.

Розігрівання суміші пилу і кисню в межах кисневого конвертера починається при підвищенні температури до 1000 °С. В результаті окислення частинок коксу, йде нагрівання газової суміші з окисленням чадного газу, яка і нагріває частинки вогнетривкого порошку вище температури розм'якшення (1500 °С).

Показано, що існують параметри масової витрати і гранулометричного складу торкрет-маси, при якому можливе досягнення частинок MgO м'якого стану, високої повноти згорання коксових частинок і практично повне вигорання кисню в факелі.

Бібліографічний опис

1. Аксельрод Л. М., Лаптев А. П., Устинов В. А., Геращук Ю. Д. Повышение стойкости футеровки конвертеров: огнеупоры, технологические приемы // *Металл и литье Украины*. 2009. № 1-2. С. 9-15.
2. Калимуллин Р. Ф. Разработка и совершенствование конструкций гарнисажных фурм и технологии нанесения шлакового гарнисажа и торкрет-покрытий на футеровку конвертеров: автореферат дис. ... канд. техн. наук. Новокузнецк. 2014. 23 с.
3. Kuniyoshi Ishii Advanced pulverized coal injection technology and blast furnace operation. – Eastbourne, Elsevier Science Ltd, 2000. – 325 p.
4. Феоктистов А.В., Чернятевич А.Г., Протопопов Е.В., Чубина Е.А., Крамарь Н.С., Крамарь В.С. Высокотемпературное моделирование движения газов и кокса в фурменном очаге вагранки *Известия высших учебных заведений. Черная Металлургия*. 2014. №14. С.25-30
5. Higuera F. J. Numerical simulation of the devolatilization of a moving coal particle *Combustion and Flame*. 2009. Vol. 156, Issue 5. P. 1023-1034.
6. Bermudez A., Ferrín J.L., Linan A., Saavedra L. Numerical simulation of group combustion of pulverized coal *Combustion and Flame*. 2011. Vol. 158. P. 1852–1865.
7. Reginald E. Mitchell, Liqiang Ma, Bum Jick Kim On the burning behavior of pulverized coal chars *Combustion and Flame*. 2007. № 151. P. 426–436.
8. Калинчак В.В., Черненко А.С. Теплофизика горения пылеугольного топлива: монография. Одесса: ОНУ, 2017. 236с.
9. Калинчак В. В., Черненко А. С., Зинченко Ю. А. Зажигание, горение и погасание углеродных частиц при параллельно-последовательном образовании оксидов углерода *Металл и литье Украины*. 2013. № 10. С. 21-27.
10. Черненко А. С., Калинчак В. В., Корчагина М. Н., Куземко Р. Д., Шевчук В.Г. Закономерности горения зольных угольных частиц при самовоспламенении в нагретом воздухе *Физика аэродисперсных систем*. 2017. № 54. С. 95 – 104.

Стаття надійшла 11.05.2018р.

Рецензент: д.т.н., проф. Тараканов А.К.

УДК 669.18:620.175-194.2:621.983.5

*Камкіна Л.В., Пройдак Ю.С., Камкин В.Ю., Ремез О.А., Безшкуренко О.Г.***НИЗЬКОВУГЛЕЦЕВА СТАЛЬ ДЛЯ ТОНКОГО ЛИСТОВОГО ПРОКАТУ З ПІДВИЩЕНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ.***Kamkina L, Projdak Yu, Kamkin V, Remez O, Bezshkurenko O.***LOW-CARBON STEEL FOR THIN SHEET PRODUCTS WITH ENHANCED PROPERTIES.**

Розглянуто технологію виплавки ультранизьковуглецевої сталі для виготовлення тонколистового прокату, деформаційну обробку, що включає гарячу прокатку злитка та інтенсивну пластичну деформацію переробної заготовки на лист. Виконано термодинамічні розрахунки зневуглецювання низьковуглецевої сталі з вмістом вуглецю менше 0,02% в дуговій сталеплавильній печі. Як встановлено експериментально та підтверджено термодинамічними розрахунками, існує зв'язок між витратою кисню на окислення домішок, горінням палива та величиною окисленості та температури металу на випуску. Окисленість металу визначається витратою на видалення вуглецю з вихідного напівпродукту до заданої межі та на окислення вуглецю з феросплавів. Величина окисленості має значення для забезпечення умов вакуум-вуглецевого розкислювання сталі. Якість металу підвищується при утворенні газоподібних продуктів реакції розкислювання. Дослідження структури сталі 01ЮТ показали покращення комплексу механічних властивостей при глибокому зневуглецюванні. Для оптимізації складу сталі застосовано метод фізико-хімічного моделювання. Визначено інтегральні параметри міжатомної взаємодії компонентів у розплаві. Встановлена величина параметру d . Параметр визначає середню відстань між атомами. Характеризує взаємодію елементів між собою. Визначає межі вмісту марганцю, хрому, нікелю, кальцію та міді при яких цей параметр не змінюється. Зі збільшенням кремнію цей параметр знижується. Одержана заготовка оброблена за режимом з нагрівом до 1000°C. Прокатка здійснена в області однофазної аустенітної структури зі ступеням деформації 25%. Заготовка охолоджувалась на повітрі та разом з піччю. Одержано структуру з зерном 30-70 мкм. Структура є результатом декількох обтискувань при різних температурах і пауз між ними. Одночасно відбувається декілька процесів структурних змін.

The technology of smelting of ultra-carbonic-carbon steel for the production of sheet metal, deformation processing, including hot rolling of an ingot and intensive plastic deformation of processing sheet on sheet is considered. The thermodynamic calculations of carbonaceous carbon-carbon steel with a carbon content of less than 0.02% in an arc steelmaking furnace are fulfilled. As experimentally established and confirmed by thermodynamic calculations, there is a relationship between oxygen consumption for the oxidation of impurities, combustion of fuel and the amount of oxidation and metal temperature at the output. The oxidation of the metal is determined by the cost of removing carbon from the original half-product to a given limit and on the oxidation of carbon from ferroalloys. The amount of oxidation is important for providing the conditions for vacuum-carbon deoxidation of steel. The quality of the metal increases when gaseous products of the deoxidation reaction are formed. Research 01YUT steel structure complex showed improved mechanical properties at deep decarbonization. For the optimization of steel composition, the method of physico-chemical modeling is used. The integral parameters of the interatomic interaction of components in the melt are determined. The value of the parameter d is set. The parameter defines the mean distance between the atoms. Characterizes the interaction of elements among themselves. Determines the limits of the content of manganese, chromium, nickel, calcium and copper, at which this parameter does not change. With increasing silicon, this parameter is reduced. The resulting work piece is processed under a heating regime up to 1000°C. Rolling is carried out in the area of single-phase austenitic structure with degrees of deformation of 25%. Preparation cooled air cooled and in the furnace. A structure with a grain of 30-70 μm is obtained. The structure is the result of several compressions at different temperatures and a pause between them. At the same time, there are several processes of structural change

Вступ

Тенденції світового виробництва сталі відображають стрімке зростання обсягів випуску електросталі. Конкурентоспроможність і затребуваність металопродукції на світовому ринку залежать від рівня експлуатаційних характеристик готового виробу. В даний час спостерігається зростання вимог до рівня і стабільності технологічних, механічних та фізико-хімічних властивостей металу. За останні роки вимоги до основних службових характеристик (штампуємість, міцність, корозійна стійкість) сталей зросли в кілька разів, що свідчать про необхідність пошуку нових, принципово відмінних способів досягнення заданого рівня властивостей.

Фізико-хімічні властивості металу формуються

протягом усього виробничого циклу, однак, найбільший вплив на якість і властивості готового металу має позапічна обробка, що обумовлює необхідність підбору її раціональних параметрів в залежності від характеристик цільового продукту. У ряді робіт [1-4] приділяється велика увага питанням розробки технології виробництва низьковуглецевої сталі, особливо детально досліджено вплив сформованої структури металу на механічні властивості металу. У роботах М.І. Гасика [5] детально розглянуто механізм формування неметалевих включень в шарикопідшипниковій електросталі.

Однак залишається відкритим питання обґрунтування вибору складу розкислювачів при обробці металу в ковші, оптимальної їх

концентрації і моменту введення, і підбору раціональних режимів вакуумування, що забезпечить низький вміст вуглецю і мінімізує вміст неметалевих включень. Таким чином, в даний час для металургійних підприємств актуальним завданням є розробка технології виробництва чистих сталей із застосуванням сучасного комплексу «дугова сталеплавильна піч - установка піч-ківш - вакууматор - машина безперервного лиття заготовки (МБЛЗ)» (далі - ДСП-УКП-VD-МБЛЗ), що особливо важливо для випуску низьковуглецевих сталей.

На відміну від киснево-конвертерного і мартенівського процесів, де 60-90% метало завалки становить рідкий чавун, при електроплавці в завалці використовується до 100% скрапу, велика частина якого невідомого походження. Рідкий чавун, крім P і S практично не містить інших домішок, тому конвертерна і мартенівська сталі мають гарну зварюваність і йдуть в основному на листову продукцію. Скрап поставляє в метал електродугової печі домішки кольорових металів, оксидні і нітрідні включення, а також мікродефекти на атомному рівні, властиві первородного металу кожного шматка скрапу [6].

Застосування в складі шихтових матеріалів рідкого чавуну чистого від шкідливих домішок дозволяє значно підвищити чистоту і якість виплавленого металу, однак оптимальне його кількість становить $\approx 30\%$ [7], тому що з одного боку він вносить в ванну додаткову кількість фізичного і хімічного тепла, і це викликає скорочення витрати електроенергії і підвищення продуктивності, а з іншого викликає необхідність окислення значної кількості вуглецю, що збільшує тривалість плавки і знижує продуктивність [8]. Також застосування рідкого чавуну в шихті ДСП призводить до збільшення витрати кисню для продувки металу з $35 \text{ м}^3/\text{т}$ при роботі без чавуну в шихті до $37 \text{ м}^3/\text{т}$ при вмісті чавуну в шихті 30% і до $45 \text{ м}^3/\text{т}$ при його вмісті 50%.

Забрудненість сталевого брухту кольоровими металами, головним чином міддю, яка в процесі

плавки сталі з металу не видаляється, призводить до зниження пластичних властивостей сталі і викликає утворення дефектів в готовому прокаті. Так, в зарубіжній практиці при виробництві сталі для будівельних конструкцій допустимий вміст міді $\leq 0,48\%$, а в сталі для холоднокатаного листа $\leq 0,06\%$. Тому для зниження вмісту міді та інших кольорових металів в сталі необхідно забезпечити підготовку брухту.

Особливістю електропічного напівпродукту є підвищений вміст азоту, що призводить до утворення дисперсних частинок нітрідів заліза, що гальмують рух дислокацій і знижують пластичні властивості сталі. Згідно з відомостями авторів [9] вміст азоту в сталях для глибокої витяжки не повинно перевищувати $30 \cdot 10^{-4}\%$. Зниження вмісту азоту досягається завдяки селективному відбору металобрухту та ведення процесу в ДСП на вспіненому шлаку [10 - 12.]. Для ультра низьковуглецевих сталей важливим є також скоординований контроль вмісту вуглецю та кисню для досягнення низького залишкового кисню протягом процесу зневуглецювання, що є корисним для поліпшення чистоти сталі [13, 14].

Мета роботи. Для підвищення якості отриманої сталі і раціоналізації використання розкислювачів необхідно обґрунтувати оптимальні параметри електропічного напівпродукту і оптимізувати показники позапічної обробки сталі. Для цього необхідно дослідити вплив характеристик напівпродукту (окислення, вміст вуглецю і шкідливих домішок, температура металу на випуску) на перебіг процесів при подальшій позапічній обробці для отримання сталі з заданим рівнем механічних властивостей.

Результати досліджень та дискусія. Для оцінки необхідного рівня окисленості металу перед вакуумуванням визначили вміст вуглецю і величину окисленості напівпродукту із ДСП при його використанні для виробництва низьковуглецевої сталі (табл.1).

Таблиця 1

Показники плавки з низьким вмістом вуглецю на випуску з ДСП

№ плавки	Вміст вуглецю, % (дані по хіманалізу/по a_o)	a_o на випуску, ppm	Температура перед випуском, °C	Витрата коксу, кг/т сталі	O_2 на горіння коксу, $\text{м}^3/\text{т}$	Кисень на окислення домішок, $\text{м}^3/\text{т}$	Тривалість плавки, хвилин
1	0,0554/0,035	1145	1653	10,22	9.54	10.18	49
2	0,0958/0,032	1299	1701	6,5	6.07	20.92	57
3	0,0765/0,038	1118	1719	5,79	5.40	21.55	49
4	0,0742/0,033	1213	1644	24,51	22.88	18.60	59
5	0,0542/0,026	1445	1703	29,76	27.78	11.62	65
6	0,0383/0,030	1316	1660	17,42	16.26	25.36	55
7	0,0293/0,025	1799	1741	8,21	7.66	27.69	73
8	0,0432/0,029	1470	1694	8,73	8.15	26.81	65
9	0,0508/0,025	1741	1707	13.57	12.67	15.64	61

На всіх плавках, незважаючи на досить велику кількість вуглецевмісних матеріалів, що подаються

на нагрів металу в печі, отримали низький вміст вуглецю (значення в межах 0,03-0,096% по

хімічному аналізу і 0,025-0,038% по окисленості). Окисленість металу на випуску 1118-1799 ppm, температура - 1653 - 1741°C. Наведені також результати розрахунку кількості кисню, що йде на окислення домішок, знайденого як різницю між загальною кількістю кисню, що подається в піч і витрачається на горіння коксу. Слід відмітити, що існує певний зв'язок між витратою кисню, що перевищує його необхідну кількість для забезпечення стехіометрії реакції горіння коксу, та окисленістю на випуску та температурою металу. Збільшення окислення напівпродукту відбувається при збільшенні витрати кисню, що подається в ДСП і перевищенні величини необхідної по стехіометрії реакції горіння палива. За рахунок кількості кисню понад стехіометричного відбувається окислення вуглецю і деяких домішок сталі. У той же час, отримання дуже високою окисленості небажано з точки зору зниження виходу придатного (угар заліза), а також з огляду на зниження стійкості футерівки. Окисленість при отриманні особливо низьковуглецевої сталі повинна бути такою, щоб забезпечити видалення

вуглецю з вихідного напівпродукту до заданої межі, а також тих кількостей вуглецю, які надходять при розкисненні сталі з феросплавів і з електродів при нагріванні сталі на установці ківш-піч, а також з периклазовуглецевої футерівки стальківша (вміст вуглецю в районі шлакового пояса 10-12%, у футерівці стін і днища - 6%). Як свідчать результати розрахунків мінімально необхідної кількості активного кисню для отримання вмісту вуглецю в сталі 0,005% при різному вихідному його вмісті в напівпродукту, в більшості випадків окисленість на випуску є достатньою, а часто навіть надлишковою, для видалення вуглецю при подальшій позапічній обробці металу. При цьому необхідно врахувати кількість вуглецю, який надходить після випуску металу з печі. Вуглець може поступати з феромарганцем та силікомарганцем. Так при розкисненні вуглецевим феромарганцем ФМн78, який містить до 7% вуглецю, при дачі його в ківш на випуску та при ступені засвоєння 35%, розраховували необхідну кількість кисню для окислення вуглецю феросплаву (табл.2).

Таблиця 2

Необхідна кількість кисню для видалення вуглецю, який вноситься феромарганцем

Вміст марганцю в готовій сталі	Витрата ФМн, кг/т	Приріст вмісту вуглецю, %, який вносить ФМн		Кількість кисню, ppm, необхідного для окислення вуглецю ФМн	
		100	35	100	35
0.10	3.91	0.03	0.01	365.30	127.85
0.15	5.87	0.04	0.01	547.95	191.78
0.20	7.83	0.05	0.02	730.59	255.71
0.30	11.74	0.08	0.03	1095.89	383.56
0.40	15.66	0.11	0.04	1461.19	511.42
0.50	19.57	0.14	0.05	1826.48	639.27
0.60	23.48	0.16	0.06	2191.78	767.12

Виконані розрахунки та урахуванням реальних величин окислення сталі на випуску з печі, показують, що технологія плавки в ДСП забезпечує окислення додаткових кількостей вуглецю, що вносяться до металу при використанні феромарганцю, для всіх низьковуглецевих марок сталі, в яких марочний вміст марганцю не перевищує 0,3%. У той же час, при вмісті вуглецю на випуску близько 0,03% і з урахуванням ступеня

засвоєння вуглецю близько 45% приріст вуглецю не буде суттєвим і на марках сталі з вмістом марганцю до 0,6%. Для зняття переокисленості металу на випуску перед присадкою розкислювачів необхідне введення певної кількості алюмінію з урахуванням різної величини угару алюмінію та при збереженні здатності металу до саморозкислення вуглецем при вакуумуванні (табл. 2).

Таблиця 2

Витрата алюмінію на дослідних плавках для зняття переокисленості.

№ плавки	Величина переокисленості, ppm	Витрата алюмінію на випуску для зняття переокисленості без втручання угару, кг/плавку	Витрата алюмінію на випуску для зняття переокисленості (угар - 50%), кг/плавку	Реальна витрата алюмінію на плавку, кг
1	473	42.04444	84.08889	100
2	88.33333	7.851852	15.7037	100
3	164.6667	14.63704	29.27407	100
4	290.3333	25.80741	51.61481	0
5	789	70.13333	140.2667	150
6	872	77.51111	155.0222	0
7	1475	131.1111	262.2222	100
8	960.6667	85.39259	170.7852	100
9	1130.333	100.4741	200.9481	100

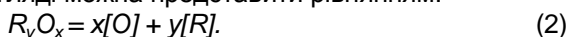
В реальних умовах при вмісті вуглецю на випуску менше 0,04% для низьковуглецевих марок сталі в ківш (120 т) присаджують до 150 кг алюмінію в злитках або стружку пресовану в таблетках, в результаті чого максимальне зниження окислення (при 100% ступеню засвоєння алюмінію) може скласти 1111 ppm. З урахуванням того, що не менше 50% алюмінію угоряє за рахунок впливу атмосфери і шлаку під час випуску, реальне зниження окислення не перевищує 555 ppm. Порівняння витрат алюмінію за технологічною картою і по розрахунку показує, що реальна величина його кількості не співвідноситься зі ступенем переокисленості металу. В разі перевитрати алюмінію знижується потенційна можливість видалення вуглецю при вакуумуванні (необхідне додаткове введення кисню в тому чи іншому вигляді), а в разі нестачі алюмінію призведе до надмірного угару марганцю з феросплаву або силікомарганцю. Таким чином, при вакуумуванні за рахунок високої окисленості металу може здійснюватись зниження вмісту вуглецю

Зростаючі вимоги до якості сталі підсилюють увагу до процесів розкислення металу, яке є заключною операцією перед розливанням і в значній мірі визначає властивості готового металу. Вміст продуктів розкислення (неметалевих включень) впливає на основні технологічні властивості готової сталі: пластичність, зварюваність, оброблюваність, поріг холодноламкості, схильність до старіння і т.п. Основним завданням розкислення є управління поведінкою і регулюванням вмісту неметалевих включень. Зниження вмісту газів в сталі забезпечує зменшення вмісту і розміру неметалевих включень, які можуть грати роль концентраторів напружень в структурі металу і бути причиною втомного руйнування сталі. Ступінь зниження вмісту кисню в розчині заліза залежить від розкислювальної здатності елемента, який вводиться в метал. Вона оцінюється вмістом кисню, рівноважного з певною концентрацією розкислювача при заданій температурі.

Кисень в рідкій сталі знаходиться в вигляді розчину і у вигляді оксидних неметалевих включень. Температурна залежність розчинності кисню в чистому рідкому залізі виражається рівнянням [15]:

$$\log\%[\text{O}]_{\max} = -6380/T + 2,765. \quad (1)$$

При температурі плавлення в чистому залізі в подвійній системі Fe-O розчиняється 0,166% кисню за масою. Реакцію взаємодії кисню з елементом розкислювачем в рідкому залізі в загальному вигляді можна представити рівнянням:



Співвідношення між рівноважним вмістом [O] і [R] визначається константою рівноваги реакції (2), яка при відсутності розчинності оксиду, що

утворюється в рідкому залізі визначається рівнянням

$$K = a_R^y \cdot a_O^x = f_R^y \cdot [\%R]^y \cdot f_O^x \cdot [\%O]^x, \quad (3)$$

де f_R^y і f_O^x коефіцієнти активності. При розкисленні концентрації елемента-розкислювача [R] і кисню [O] невеликі. Можна прийняти $a_R \sim [R]$ і $a_O \sim [O]$, а при утворенні в результаті реакції чистого оксиду його активність дорівнює 1. Значення добутку рівноважних концентрацій розкислювача і кисню використані для порівняння розкислювальної здатності вуглецю, кремнію і марганцю в чистому залізі. При проведенні термодинамічних розрахунків використані вирази, наведені в [16,17]. Як показали результати розрахунків для бінарних систем, розкислювальна здатність вуглецю при його вмісті 0,55-0,62% вище, ніж кремнію при вмісті 0,25-0,45%. Марганець порівняно слабкий розкислювач і не забезпечує зниження окислення металу до необхідних меж. Однак марганець використовують при виплавці багатьох марок сталі. Позитивна дія марганцю на властивості сталі пов'язана зі зменшенням вмісту сірки, поліпшенням видалення утворених включень MnO через низький міжфазний натяг на межі поділу «метал-включення MnO». Розкислювальний ефект марганцю в присутності вуглецю може виявлятися при введенні його в метал спільно з іншими сильнішими розкислювачами - кремнієм, алюмінієм.

Вплив марганцю і кремнію як слабших розкислювачів на розкислювальну здатність вуглецю для потрійних систем враховують через параметри взаємодії, значення яких наведені в [16,17]. З огляду на це рівноважний вміст кисню в металі перед вакуумуванням склав максимум 31,4 ppm (при вмісті, %: вуглецю 0,55, кремнію 0,25, марганцю 0,56); мінімум 27,0 ppm (при вмісті, %: вуглецю 0,61, кремнію 0,42, марганцю 0,85). Порівняння отриманих розрахункових значень вмісту кисню з результатами прямого визначення окислення датчиками CELOX, показало їх гарний збіг (мінімум 28 ppm, максимум 43 ppm) при температурі 1610-1630°C.

Алюміній є дуже сильним розкислювачем, більш сильним, ніж кремній і вуглець, так як вже при незначному його вмісті в металі досягаються рівні кисню, які забезпечуються кремнієм і вуглецем при значно більш високих їх концентраціях. Особливої уваги потребує розрахунок присадки алюмінію для одностадійного розкислення металу після вакуумування. За час вакуумування відбувається саморозкислення металу, яке становить 14-20 ppm. Є відомості [18], згідно з якими при вмісті вуглецю в сталі більше 0,2% концентрація розчиненого в металі кисню після вакуумування складає 20 - 40 ppm.

При фінішному розкисленні сталі потрібна інформація про вміст активного кисню в металі

перед введенням алюмінію і силікокальцію. Це дасть можливість визначити витрату алюмінію, який необхідний для глибокого розкислення і може запобігти взаємодії кремнію з силікокальцієм та киснем з утворенням первинних силікатних включень.

З урахуванням параметрів взаємодії для визначення рівноважного вмісту активного кисню використані залежності:

$$\lg[O]_T = 1/2 \lg K_T + 1/2 \lg a_{SiO_2} - 1/2 \lg[Si] + 0,037[Si], \quad (5)$$

$$\text{де } \lg K_T = -\frac{30477}{T} + 11,469.$$

У практиці виробництва сталі використання комплексних розкислювачів має ряд переваг. При їх застосуванні істотно поліпшуються термодинамічні умови розкислення. Відомо, що марганець підвищує розкислювальну здатність кремнію. Марганець і кремній окремо і спільно підвищують розкислювальну здатність алюмінію. Це пов'язано зі зменшенням термодинамічної активності утвореного оксиду в складних продуктах розкислення, які відрізняються від складу продуктів при роздільному розкисненні.

При використанні силікокальцію для модифікування сталі кремній, що входить до складу силікокальцію, може надати розкислювальну дію за умови утворення окисної фази (силікатів кальцію), в якій активність SiO_2 буде менше одиниці. При зменшенні активності кремнезему дія кремнію в складі силікокальція збільшується. Згідно з літературними даними мінімальна активність SiO_2 дорівнює 0,024 в двохкальцієвому силікаті. Тому, розрахунки виконані для утворення $2CaO \cdot SiO_2$. Результати розрахунку рівноважного вмісту кисню при різній концентрації елементів розкислювачів і температурах наведені в таблиці 1 (розкислення прийнятні Al_2O_3 , SiO_2 і $2CaO \cdot SiO_2$). Як показують результати розрахунків, в діапазоні концентрацій, які відповідає марочним складом сталі, найбільшу розкислювальну здатність має алюміній. Однак, при утворенні двохкальцієвого силікату кремній силікокальція здатний надавати розкислюючу дію, утворюючи силікатні неметалеві включення. Для того, щоб уникнути утворення силікатів кальцію, необхідно мати вміст активного кисню нижче 2,5 ppm, що забезпечується залишковим вмістом розчиненого алюмінію в сталі 0,025-0,027% (визначається датчиком CELOX).

Висока хімічна активність чистого кальцію і висока пружність його парів при температурі сталеваріння призводять до необхідності використовувати в металургійній технології не чистий кальцій, а його сплави. Найбільш широко використовують силікокальцій різних марок, сплави з алюмінієм, магнієм. Алюміній є найбільш широко використовуваним розкислювачем і елементом, який подрібнює зерно, але викликає утворення тугоплавких включень, здатних до

- при різному вмісті алюмінію

$$\lg[O]_T = 2/3 \lg K_T - 2/3 \lg[Al] + 1,17[Al], \quad (4)$$

$$\text{де } \lg K_T = -\frac{63790}{T} + 20,58,$$

- при різному вмісті кремнію

укрупнення. При прокатці вони утворюють ланцюжки з глинозему і погіршують механічні властивості сталі. Якщо одночасно з алюмінієм використовують кальцій, то включення, що утворюються, являють собою легкоплавкі алюмінати кальцію. Вони знаходяться в рідкому стані і здатні швидко спливати в сталі. Включення, що залишилися в сталі, мають малі розміри і сферичну форму і не знижують механічну властивість сталі.

При розкисленні сталі алюмокальцієм склад продуктів розкислення визначається діаграмою станів $FeO-CaO-Al_2O_3$. Аналіз даної діаграми показує можливість утворення наступних неметалевих фаз: моно-, бі- і гексаалюмінатов кальцію, оксидів кальцію і алюмінію, герцініта, оксидного розплаву (FeO , CaO , Al_2O_3), а також газоподібного кальцію. Головним є утворення в рідкій сталі легкоплавких з високою рідкоплинністю продуктів реакцій розкислення для забезпечення асиміляції їх шлаком.

Сучасними процесами модифікації сталі є продувка металу в ковші порошкоподібною формою кальцію або його сплавів на великій глибині зануреними фурмами; вистрілювання контейнера з кальцієм в ківш; введення в метал з високою швидкістю дроту, який містить сполуки кальцію, плакованих сталю. Як зазначалося в [4], ефективність кальцієвих сплавів підвищується при використанні їх разом з алюмінієм. У цьому випадку зменшується негативний вплив сульфідних включень і не проявляються характерні для глинозему скупчення частинок (кластерів) оксисульфідних включень.

Використання комплексних розкислювачів при виробництві сталі дозволяє використовувати синергетичний ефект спільної розкислюючої дії елементів-розкислювачів. Застосування кальцію дозволяє значно поліпшити якість сталі шляхом контролю морфології неметалевих включень, підвищення ступеня розкислення і десульфурзації

Фізико-хімічне моделювання для прогнозування та управління властивостями сталі.

Залучення методології фізико-хімічного моделювання дозволило досить ефективно вирішити завдання прогнозування властивостей сталі. Теорія фізико-хімічного моделювання базується на єдиному металохімічному

трактуванні елементарного акту міжатомної взаємодії. Фізико-хімічна модель структури сплавів Е.В.Приходько базується на використанні рівнянь системи неполяризованих іонних радіусів (СНІР) для обчислення параметрів, поєднанням яких

можна охарактеризувати властивості розплаву як хімічно єдиного цілого при будь-якому числі компонентів в системі і різних співвідношень між їх концентраціями.

Таблиця 1.
Рівноважний вміст кисню при розкисленні алюмінієм і кремнієм

Елемент-розкислювач	Продукт розкислення	Концентрація розкислювача, %	Активність кисню, ppm при температурі (°C)		
			1500	1550	1600
Алюміній	Al ₂ O ₃	0,015	1,26	2,68	6,1
		0,020	1,05	2,24	5,2
		0,025	0,92	1,96	4,6
		0,030	0,825	1,75	4,1
Кремній	SiO ₂	0,25	28,7	48,5	81,0
		0,30	26,0	44,0	74,5
		0,35	24,0	41,0	69,0
		0,40	22,6	39,0	65,0
Силікокальцій	2CaO·SiO ₂	0,25	4,35	7,5	12,6
		0,30	4,0	6,9	11,5
		0,35	3,7	6,45	10,7
		0,40	3,4	6,0	10,0

До основи параметрів СНІР відносяться: Z_u - число електронів, що беруть участь в утворенні середньостатистичного акцепторного зв'язку; ця величина є інтегральною характеристикою міжатомної взаємодії в багатокомпонентній системі і може трактуватися як хімічний еквівалент заданого складу; ρ_l - спрямована зарядова щільність на поверхні іонів; d - відповідна Z_u між'ядерна відстань; $\text{tg}\alpha$ - тангенс кута нахилу прямих в координатах Ru-n, де Ru - неполяризований іонний радіус, a - число електронів на орбіталах атома.

Необхідно також відзначити, що в залежності від хімічних особливостей компонентів металевих розплавів, в першу чергу, їх положення в Періодичній системі і відповідної цим положенням електронної конфігурації, роль основного параметра, який контролює зміни тієї чи іншої властивості, можуть виконувати або Z_u , або d , або $\text{tg}\alpha$. Згадані параметри визначаються на підставі прийнятого допущення про те, що ймовірність утворення парних зв'язків в розплаві АХВУСЗ ...а саме А-А, А-В, А-С, ..., В-В, В-С, ..., С-С ... пропорційні добутку відповідних мольних концентрацій. При цьому будь-яке відхилення від статистичного визначення можна врахувати, варіюючи можливостями виникнення зв'язків різного типу. Отже, провідну роль в утворенні парних зв'язків, з енергетичної точки зору, грають характер і ступінь деформації валентних хмар іонів партнерів, що призводить до перерозподілу електронної щільності з енергетичних поверхонь і зміни зарядового стану як кожного партнера, так і всієї системи в цілому.

Чим складніше сплав, чим він більш багатокомпонентний, тим в більш широких межах спостерігається зміна його складу, при цьому

зростає діапазон зміни його властивостей. Тому необхідно враховувати форми енергетичного існування легуючих і модифікуючих добавок і домішок у сплавах, які визначаються зарядовим станом домішок і легуючих елементів. Вплив будь-яких добавок на властивості розплаву слід розглядати з єдиних фізико-хімічних позицій для оцінки енергії взаємодії добавок з оточуючими їх частками як в першій, так і в другій координаційній сфері. При ньому необхідно врахувати, що в рідині відсутнє стаціонарне оточення, а ймовірність утворення будь-якої пари визначається, перш за все, енергетичним станом партнерів.

Можна припустити, що ймовірність утворення парних зв'язків типу А-В, А-С, А-Д В-С, В-Д ... в системі А-В-С-Д ... пропорційні добутку відповідних мольних концентрацій останніх.

Методика рішення СНІР дозволяє провести розрахунок параметрів елементарного акту парної взаємодії іонів елементів системи; ступеня іонності зарядового стану, ступеня спрямованості і т.і. що дозволяє якісно оцінювати стан деформованих електронних оболонок при взаємодії компонентів.

Однією з основних характеристик, яка враховує особливості металохімії комплексного легування в якісному аспекті, є величина, яка називається ступенем спрямованості зв'язків при елементарному акті парної взаємодії. Ця величина ступінь і напрямок зміщення зарядової щільності узагальненої електронної хмари, і являє собою алгебраїчну суму зарядів партнерів. При допущенні про направлений характер хімічного зв'язку і використанні для його кількісного опису спрямованої зарядової щільності ρ_l доцільно використовувати цей параметр для оцінки парціальних термодинамічних величин металургійних розплавів.

Для розуміння механізму модифікування сплавів важливо знати, що відбувається з добавками модифікаторів при введенні їх в розплави і які обурення вони викликають в цьому розплаві. Очевидно, що ці збурення пов'язані з взаємодією атомів основних компонентів з елементами - модифікаторами, і, як наслідок, зміною фізико-хімічних властивостей розплавів як в об'ємі, так і на поверхні. Застосування методології до дослідження процесів легування і мікролегування дозволяє розвинути і конкретизувати цю ідею.

Для дослідження впливу елементів модифікаторів, а також основних легуючих компонентів розрахований ряд параметрів, що характеризують стан сплаву в цілому (Z_y , $tg\alpha$, d ,

ρ). Дані параметри розраховані для п'ятнадцяти сплавів при варіюванні окремого елемента з метою оцінки впливу концентрації легуючих і модифікуючих елементів на властивості сталі.

Виходячи з відомостей про значний вплив хімічного складу сталі на її властивості підготовлена база, що містить 150 складів для визначення оптимального складу ультранизьковуглецевих сталей типу 01ЮТ, 01ЮТА методом фізико-хімічного моделювання. Легування сталі кількома елементами ускладнює одержання сталі з заданими значеннями властивостей через коливання складу сплаву в межах стандарту. Типовий склад досліджених сталей 01ЮТА та 01ЮТ має наступний вміст компонентів, %мас.:

Марка сталі	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Al	Ti	N ₂	Ca
01ЮТ	0,003	0,13	0,02	0,008	0,012	0,01	0,01	0,02	0,041	0,056	0,004	-
01ЮТА	0,002	0,12	0,01	0,006	0,011	0,01	0,01	0,02	0,05	0,062	0,005	0,0002

Концентраційний діапазон елементів задавали на основі літературних даних (табл.3). Проаналізовано 150 складів дослідних сталей типу

01ЮТА та 01ЮТ. Методом фізико-хімічного моделювання розраховано параметри Z_y та d .

Таблиця 3.
Розрахунковий склад сплаву типу 01ЮТ, 01ЮТА для моделювання міжатомної взаємодії інтегральних параметрів. % мас.

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Al	Ti	N ₂	Ca
0,002	0,091	0,01	0,0064	0,008	0,08	0,008	0,01	0,031	0,044	0,003	0,0001
0,0048	0,029	0,038	0,0094	0,0018	0,02	0,02	0,038	0,059	0,072	0,0058	0,0004

Таблиця 4.
Порівняння хімічних складів дослідних сталей та IF сталі

Марка сталі	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Al	Ti	N ₂	Ca
01ЮТА	0,002	0,12	0,01	0,006	0,011	0,01	0,01	0,02	0,05	0,062	0,005	0,0002
01ЮТ	0,003	0,13	0,02	0,008	0,012	0,01	0,01	0,02	0,041	0,056	0,004	
01ЮТ	0,003	0,12	0,01	0,005	0,011	0,01	0,01	0,02	0,041	0,07	0,004	0,0003
IF	0,002	0,17	0,01	0,012	0,08	0,04	0,02		0,041	0,072	0,0027	

Таблиця 5.
Результати розрахунку параметрів міжатомної взаємодії

Марка сталі	Z_y	α	$Tg\alpha$	d_{Zy}	d_{α}	Rol
01ЮТА	1,144184	2,8269	0,088081	0,008739	-0,00077	3,487499
01ЮТ	1,144581	2,8264	0,088068	0,009049	-0,00097	3,488385
01ЮТ	1,144127	2,8269	0,088067	0,008585	-0,00071	3,4878
IF	1.148777	2.8267	0.088065	0.013178	-0.00079	3.488219

Нижче наведені результати розрахунку значень параметру Z_y в залежності від вмісту вуглецю, марганцю, кремнію, фосфору та сірки для розрахункового сплаву 01ЮТ

	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
C	0,0020	0,0023	0,0026	0,0029	0,0032	0,0036	0,0039	0,0042	0,0045	0,0048
Mn	0,0290	0,0359	0,0428	0,0497	0,0566	0,0634	0,0703	0,0772	0,0841	0,0910
Si	0,0100	0,0131	0,0163	0,0193	0,0234	0,0256	0,0287	0,0318	0,0349	0,0380
P	0,0064	0,0067	0,0071	0,0074	0,0077	0,0081	0,0084	0,0087	0,0091	0,0094
S	0,0018	0,0025	0,0032	0,0039	0,0046	0,0052	0,0059	0,0066	0,0073	0,0080

Для розрахункового сплаву 01ЮТ визначили змінення параметра Z_u в залежності від вмісту заліза, марганцю, магнію, бору і олова

	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
Cr	0.0200	0.0267	0.0333	0.0400	0.0467	0.0533	0.0600	0.0667	0.0733	0.0800
Ni	0,0080	0,0093	0,0107	0,0120	0,0133	0,0147	0,0160	0,0173	0,0187	0,0200
Cu	0,0100	0,0131	0,0162	0,0193	0,0224	0,0256	0,0287	0,0318	0,349	0,0380
Al	0,031	0,0341	0,0372	0,0403	0,0434	0,0466	0,0497	0,0528	0,0559	0,0590
Ti	0,0440	0,0471	0,0502	0,0533	0,0564	0,0596	0,0627	0,0658	0,0689	0,0720
N ₂	0,0030	0,0033	0,0036	0,0039	0,0042	0,0046	0,0049	0,0054	0,0055	0,0058

Розраховано також змінення параметра d в залежності від вмісту вуглецю, марганцю, кремнію, фосфору, сірки в розрахунковому сплаві 01ЮТ

	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
Cr	0.0200	0.0267	0.0333	0.0400	0.0467	0.0533	0.0600	0.0667	0.0733	0.0800
Ni	0,0080	0,0093	0,0107	0,0120	0,0133	0,0147	0,0160	0,0173	0,0187	0,0200
Cu	0,0100	0,0131	0,0162	0,0193	0,0224	0,0256	0,0287	0,0318	0,349	0,0380
Al	0,031	0,0341	0,0372	0,0403	0,0434	0,0466	0,0497	0,0528	0,0559	0,0590
Ti	0,0440	0,0471	0,0502	0,0533	0,0564	0,0596	0,0627	0,0658	0,0689	0,0720
N ₂	0,0030	0,0033	0,0036	0,0039	0,0042	0,0046	0,0049	0,0054	0,0055	0,58

Одержані дані змінення параметра d від складу сплаву показують, що хімічні елементи по-різному впливають на відстань між атомами в розплаві. Для сталі 01ЮТА параметр d не змінюється при вмісті марганцю 0,009...0,024% і хрому 0,008...0,036% та при вмісті нікелю 0,009...0,023%, міді 0,008...0,036%, кальцію 0,0001...0,0004%. Зі збільшенням вмісту кремнію параметр d знижується, не змінюється при вмісті хрому 0,02...0,08%, нікелю 0,008...0,02%, міді 0,01...0,038%. Для сталі 01ЮТ параметр Z_u зростає зі збільшенням вмісту кремнію, марганцю та хрому.

Розглянуті інтегральні параметри характеризують стан системи і обумовлюють зміну властивостей сталей. На основі розрахунків вибрані концентрації елементів для сталей типу 01ЮТ та 01ЮТА, які знаходяться в діапазоні: вуглець 0,002...0,003%, марганець 0,12...0,13%, кремній 0,01...0,02%, фосфор 0,006...0,008%, сірка 0,011...0,012%, алюміній 0,04...0,05%, титан 0,05...0,06%, азот 0,004...0,005%, кальцій 0,0002...0,0003%. Такий концентраційний інтервал елементів забезпечуватиме оптимальний комплекс властивостей сталей.

Результати прокатки дослідних зразків. Деформаційні режими прокатки досліджених марок сталей опрацьовані в прокатній лабораторії кафедри ОМТ НМетАУ. Нагрівання металу перед прокаткою проводили в електричній печі зі швидкістю 3°C/c, прокатку здійснювали на лабораторному одно клітьовому стані за один і за два проходи, швидкість прокатки становила 1,4 м/м, тривалість паузи між проходами 13-15 сек. Зразки після прокатки охолоджували на повітрі від температури кінця прокатки до температури навколишнього середовища, швидкість охолодження 5-8°C/c, або з метою моделювання змотування листа завантажували в електричну піч, температура якої відповідає температурі змотування в рулон, і охолоджували разом з пічкою

до температури навколишнього середовища зі швидкістю охолодження 0,05°C/c. Мікроструктуру зразків вивчали за допомогою оптичних мікроскопів «Neophot-21». Шліфи готували в перетині поперечному напрямку прокатки, використовуючи шліфувальний папір з послідовно зменшуючою зернистістю, для полірування застосовували полірування на алмазній пасті. Травлення здійснювали в концентрованій азотній кислоті або проводили хімічне травлення в насиченому розчині хлорного заліза в соляній кислоті з додаванням деякої кількості азотної кислоти.

Експериментальна перевірка показала співпадання властивостей з вибраними складами сталей. За результатами механічних випробувань встановлено, межа міцності знаходиться в межах 354...362 МПа, відносне звуження складо 84-85%, а відносне подовження, %: σ_5 в межах 42-44, σ_{10} становило 33-36%. Механічні властивості за діаграмою «межа міцності – загальне подовження» [19,20] для листових сталей показує, що вони відповідають рівню, властивості високо пластичним ІF-сталям, як по отриманому складу, так і за властивостями. Мікроструктура сталі 01ЮТ, які деформовані в аустенітній та феритній областях температур та охолоджених з пічкою характеризується дрібних і великих зерен фериту. Розмір зерен сталі 01ЮТ становить 30-50 мкм. У деформованих зразках спостерігаються структурні зміни, які свідчать про реалізацію процесів рекристалізації і полігонізації. У поверхневій зоні деформованого листа процеси вторинної рекристалізації розвиваються більш інтенсивно, що і призводить до утворення різнозернистої структури. Причиною формування різної величини зерна є нерівномірна деформація металу, що призводить до утворення тріщин при штампуванні.

Висновки

На підставі виконаного аналізу показників існуючої технології виплавки і позапічної обробки низьковуглецевої сталі встановлені фактори, що сприяють зниженню вмісту вуглецю в готовій сталі: висока окисленість сталі на випуску плавки; відносно низький вміст вуглецю на випуску плавки; висока температура металу на випуску.

Показана можливість отримання на випуску з ДСП напівпродукту з вмістом вуглецю менш 0,03% і високою окисленістю, що створює передумови для отримання особливо низьковуглецевої сталі при його подальшій позапічній обробці.

Термодинамічними розрахунками і на основі аналізу результатів попередніх долідних плавок низьковуглецевої сталі, показано, що активність кисню в напівпродукту для отримання особливо низьковуглецевої сталі повинна бути такою, щоб забезпечити видалення вуглецю з нього до заданої межі, а також тих кількостей вуглецю, які

надходять при розкисленні сталі з феросплавів і з електродів при нагріванні сталі в ковші-печі, а також з періклазовуглецевої футерівки стальковша (вміст вуглецю в районі шлакового поясу 10-12%, в футеровці стін і днища - 6%); метал на випуску з ДСП переокислений. Витрата алюмінію на випуску не співвідноситься зі ступенем переокислення металу, що було б бажано для стабілізації і зменшення угару силікомарганцю; зниження тиску у вакуумній камері до 100 мбар теоретично досить для переважаючого окислення вуглецю в порівнянні з марганцем і кремнієм у всьому діапазоні температур технологічного процесу. Представлені результати фізикохімічного моделювання для визначення оптимального складу низьковуглецевої сталі. Встановлені режими деформаційної обробки дослідних зразків сталі. Визначенням показників механічних властивостей та структури прокатаних зразків підтверджено актеристики низьковуглецевої сталі.

Бібліографічний опис

1. Пройдак Ю.С. Рафинирование низкоуглеродистой электростали при внепечной обработке на УСП / Ю.С. Пройдак, Л. В. Камкина, А.П. Стовпченко, Ю. Д. Стогний, Ю.Н. Грищенко // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2010. - №7. – С. 218-220.
2. Поживанов М.А. Выплавка стали для автостали / М.А. Поживанов, Е.Х. Шахпазов, А. Г. Свяжин. – М. : Интерконтакт Наука, 2006. – 166 с.
3. J.-P. Birat. Impact of steelmaking and casting technologies on processing and properties of steel // Ironmaking and Steelmaking.- 2001.- Vol. 28.- № 2.-P. 152-158.
4. Стогний Ю.Д. Анализ влияния технологических параметров плавки и рациональные режимы получения низкоуглеродистой стали / Ю.Д. Стогний, А.П. Стовпченко, Ю.С. Пройдак, Л.В. Камкина // Системні технології. №3. – 2010. – С.156-162.
5. Гасик М.И. Электрометаллургическое производство ферросплавов и электростали на пути расширения внедрения инновационных технологий / М.И. Гасик // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2010. - № 2. – С.78-81
6. Аргента П. Технология выплавки стали в электродуговых печах. Новые рекорды производительности / П. Аргента, М.Б. Ферри // Черные металлы. – 2005. - июль-август. – С. 44-48
7. Лопухов Г.А. Плавка стали в дуговой печи Consteel с использованием жидкого чугуна в шихте / Г.А.Лопухов // Электрометаллургия. - 2006. -№1. - С.40-42.
8. Поволоцкий Д.Я. Физико-химические основы процессов производства стали: Учебное пособие для вузов. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2006. – 183 с.
9. Кемпкен Й. Модельные расчеты изменения содержания азота в стали по ходу продувки в конвертере ЛД / Й. Кемпкен, В. Плюшкель // Черные металлы. – 1996. – №1. – С. 23-30
10. Min Wang, Yan-ping Bao, Quan Yang, Li-hua Zhao, Lu Lin. Coordinated control of carbon and oxygen for ultra-low-carbon interstitial-free steel in a smelting process. International Journal of Minerals, Metallurgy, and Materials. December 2015, Volume 22, Issue 12, pp 1252–1259.. DOI: 10.1007/s12613-015-1192-x.
11. B. Deo, A. Overbosch, B. Snoeijer, D. Das, K. Srinivas, Control of slag formation, foaming, slopping, and chaos in BOF, Trans. Indian Inst. Met., 66(2013), No. 5, p. 543.
12. B. Deo, A. Karamchetty, A. Paul, P. Singh, and R.P. Chhabra, Characterization of slag-metal droplet-gas emulsion in oxygen steelmaking converters, ISIJ Int., 36(1996), No. 6, p. 658
13. F.P. Tang, Z. Li, X.F. Wang, B.W. Chen, and P. Fei, Cleaning IF molten steel with dispersed in-situ hetero-phases induces by the composite sphere explosive reaction in RH ladles, Int. J. Miner. Metall. Mater., 18(2011), No. 2, p. 144
14. Zhijun HE , Yonglong JIN , Jihui LIU , Zhigang GUAN. Technology study of smelting the super-low-carbon stainless steel with vod refining furnace. metallurgia international. Vol. XVII no. 2 (2012).
15. Turkdogan E.T.: Fundamentals of Steelmaking. The University Press, Cambridge. 1996.
16. Ashok K., Mandal G.K., Bandyopadhyay D. Theoretical Investigation on Deoxidation of Liquid Steel for Fe-Al-Si-O System. Transactions of the Indian Institute of Metals, 2015, Volume 68, Supplement 1, p. 9-18. <http://link.springer.com/article/10.1007%2Fs12666-015-0574-0#page-2>

17. Malyutin K.V., Paderi S.N.: Interaction Parameters of carbon in Liquid Iron and Thermodynamics of Carbon and Oxygen in Alloyed Iron Melts. Russian Metallurgy (Metally), 2007, Volume 2007, Issue 7, p. 545-551. <http://link.springer.com/article/10.1134%2FS003602950707002#/page-1>
18. Мчедлишвили В.А.: Термодинамика и кинетика раскисления стали. М., Металлургия, 1978. – 288 с.
19. L.J.Bater S.R.Daniel, J.D. Parker Metallurgy and processing of ultra low carbon bate hardening steels; Materials Science and Technology; Vol.18; April 2002: 355-368
20. HOFMANN. R. MA1T1SEN, D.. SCHAUMANN. T.W.: Advanced cold rolled steels for automotive industry'. Steel research int. 80(I) (2009). pp. 22-28.

Reference

1. Projdak Yu.S. Rafinirovanie nizkouglerodistoj elektrostali pri vnepechnoj obrabotke na UKP / Yu.S. Projdak, L. V. Kamkina, A.P. Stovpchenko, Yu. D. Stognij, Yu.N. Grishenko // Metal-lurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost. – 2010. - №7. – S. 218-220.
2. Pozhivanov M.A. Vyplavka stali dlya avtolista / M.A. Pozhivanov, E.H. Shahpazov, A. G. Svyazhin. – M. : Interkontakt Nauka, 2006. – 166 s.
3. J.-P. Birat. Impact of steelmaking and casting technologies on processing and properties of steel // Ironmaking and Steelmaking.- 2001.- Vol. 28.- № 2.-R. 152-158.
4. Stognij Yu.D. Analiz vliyaniya tehnologicheskikh parametrov plavki i racionalnye rezhimy polucheniya nizkouglerodistoj stali / Yu.D. Stognij, A.P. Stovpchenko, Yu.S. Projdak, L.V. Kamkina // Sistemni tehnologiyi. №3. – 2010. – S.156-162.
5. Gasik M.I. Elektrometallurgicheskoe proizvodstvo ferrosplavov i elektrostali na puti ra-sshireniya vnedreniya innovacionnyh tehnologij / M.I. Gasik // Metallurgicheskaya i gornorud-naya promy-shlennost. – 2010. - № 2. – S.78-81
6. Argenta P. Tehnologiya vyplavki stali v elektrodugovyh pechah. Novye rekordy proizvodite-lnosti / P. Argenta, M.B. Ferri // Chernye metally. – 2005. - iyul-avgust. – S. 44-48
7. Lopuhov G.A. Plavka stali v dugovoj pechi Consteel s ispolzovaniem zhidkogo chuguna v shihte / G.A.Lopuhov // Elektrometallurgiya. - 2006. -№1. - S.40-42.
8. Povolockij D.Ya. Fiziko-himicheskie osnovy processov proizvodstva stali: Uchebnoe posobie dlya zov. – Chelyabinsk: Izd-vo YuUrGU, 2006. – 183 s.
9. Kempken J. Modelnye raschety izmeneniya sodержaniya azota v stali po hodу produvki v kon-vertere LD / J. Kempken, V. Plyushkel // Chernye metally. – 1996. – №1. – S. 23-30
10. Min Wang, Yan-ping Bao, Quan Yang, Li-hua Zhao, Lu Lin. Coordinated control of carbon and oxygen for ultra-low-carbon interstitial-free steel in a smelting process. International Journal of Minerals, Metallurgy, and Materials. December 2015, Volume 22, Issue 12, pp 1252–1259.. DOI: 10.1007/s12613-015-1192-x.
11. B. Deo, A. Overbosch, B. Snoeijer, D. Das, K. Srinivas, Control of slag formation, foaming, slopping, and chaos in BOF, Trans. Indian Inst. Met., 66(2013), No. 5, p. 543.
12. B. Deo, A. Karamchetty, A. Paul, P. Singh, and R.P. Chhabra, Characterization of slag-metal droplet-gas emulsion in oxygen steelmaking converters, ISIJ Int., 36(1996), No. 6, p. 658
13. F.P. Tang, Z. Li, X.F. Wang, B.W. Chen, and P. Fei, Cleaning IF molten steel with dispersed in-situ hetero-phases induces by the composite sphere explosive reaction in RH ladles, Int. J. Miner. Metall. Mater., 18(2011), No. 2, p. 144
14. Zhijun HE , Yonglong JIN , Jihui LIU , Zhigang GUAN. Technology study of smelting the super-low-carbon stainless steel with vod refining furnace. metalurgia international. Vol. XVII no. 2 (2012).
15. Turkdogan E.T.: Fundamentals of Steelmaking. The University Press, Cambridge. 1996.
16. Ashok K., Mandal G.K., Bandyopadhyay D. Theoretical Investigation on Deoxidation of Liquid Steel for Fe-Al-Si-O System. Transactions of the Indian Institute of Metals, 2015, Volume 68, Supplement 1, p. 9-18. <http://link.springer.com/article/10.1007%2Fs12666-015-0574-0#page-2>
17. Malyutin K.V., Paderi S.N.: Interaction Parameters of carbon in Liquid Iron and Thermodynamics of Carbon and Oxygen in Alloyed Iron Melts. Russian Metallurgy (Metally), 2007, Volume 2007, Issue 7, p. 545-551. <http://link.springer.com/article/10.1134%2FS003602950707002#/page-1>
18. Мчедлишвили В.А.: Термодинамика и кинетика раскисления стали. М., Металлургия, 1978. – 288 с.
19. L.J.Bater S.R.Daniel, J.D. Parker Metallurgy and processing of ultra low carbon bate hardening steels; Materials Science and Technology; Vol.18; April 2002: 355-368
20. HOFMANN. R. MA1T1SEN, D.. SCHAUMANN. T.W.: Advanced cold rolled steels for automotive industry'. Steel research int. 80(I) (2009). pp. 22-28.

Стаття надійшла 3.05.2018р.

Рецензент: д.т.н., проф. Фролов Я.В.

УДК 669.18:534.647

Костецький Ю.В., Квасов І.В., Коломієць Д.В.

ВИКОРИСТАННЯ ВІБРАЦІЙНОГО МОНІТОРИНГУ ДЛЯ УПРАВЛІННЯ ПРОДУВАННЯМ МЕТАЛУ В КОВШІ

Kostetsky Y.V., Kvasov I.V., Kolomiets D.V.

USING OF VIBRO-MONITORING TO PURGE CONTROL IN A LADLE

Статтю присвячено проблемі використання вібросигналу з поверхні сталювша для здійснення контролю і управління процесом продування металу інертним газом. У статті розглянуто механізм формування вібросигналу і представлені результати лабораторних та промислових досліджень з вивчення зв'язку між параметрами продування і характеристиками вібросигналу, а також наведено приклад реалізації системи управління продувкою.

Ківш-піч, продування, витрата газу, бульбашки, вібрація, частота, моніторинг

The article is devoted to the problem of using data on the ladle surface vibration for the purpose of monitoring and controlling the process of metal purging with an inert gas. The article analyzes the features of the vibroacoustic signal formation during purging, presents the results of laboratory and industrial experiments to study the relationship between the parameters of purging and the characteristics of vibrosignal. The dependencies between the gas flow rate and the intensity of the vibration signal are established. The obtained data show that the level of the signal of vibration depends on the purging gas consumption, the height of liquid column in a vessel, and the magnitude of liquid surface tension. In the bubble mode, the relationship between the gas flow rate Q and level of the signal of vibration A has the form of a power function of the form $A = kQ^n$. The results of experiments in experimental-industrial conditions also showed the presence of proportionality between the purging gas consumption for 150t ladle with a value of the root-mean-square value of vibration acceleration in the frequency range 15-95 Hz. It has been established that when processing a vibrosignal one should take into account the parasitic effect of the signal from the electric arcs of a ladle furnace unit, which manifests itself at frequencies that are multiples of the supply voltage frequency. An example of the implementation of a purging control system on a ladle furnace during steel secondary treatment is given.

1. Вступ

Для перемішування ванни рідкого металу під час ківшової обробки сталі на установці ківш-піч широко застосовують продування розплаву інертним газом крізь донні продувні пробки [1,2]. Продування забезпечує інтенсифікацію тепло і масообмінних процесів в об'ємі металу, вирівнювання хімічного складу і температури металу та, за певних умов, пришвидшення видалення неметалевих включень. Виходячи з поточних технологічних завдань витрата інертного газу протягом плавки може змінюватись у широких межах. Від правильного вибору і стабільного підтримування заданих параметрів процесу продування в значній мірі залежать показники і результати позапічної обробки сталі [3-6].

На діючих агрегатах ківш-піч для задавання і контролю витрати інертного газу зазвичай використовують прилади, що вимірюють тиск в аргонопроводах, зворотний тиск і витрату газу. Однак ці показники не завжди коректно відображають фактичну інтенсивність продування розплаву. Справа в тому, що в процесі експлуатації опір продувної пробки газовому потоку може змінюватись [7], можливі також неконтрольовані витоки газу крізь нещільності з'єднань і т.і. Через це задавання і корегування поточного режиму продування на кожній плавці здійснюють на підставі візуального контролю рівня турбулентності на поверхні металу в ковші та розміру так званої «продувальної плями». Але

такий підхід не забезпечує стабільності показників і не дозволяє в повній мірі реалізувати можливості технології [8,9]. Особливо складно підтримувати режим продування близький до оптимального за малих витрат газу і за ускладненості візуального контролю за станом поверхні металу в ковші.

Оскільки прямі виміри руху металу в ковші практично неможливі, для контролю процесу продування може бути використаний метод віброакустического моніторингу [9-11]. Як показали дослідження, в ході ківшової обробки сталі він здатен забезпечити додатковий контроль за роботою продувних пристроїв і надати дані для покращення управління продуванням розплаву інертним газом [12-16]. Перший промисловий зразок системи віброакустического контролю для установки ківш-піч розробила і запровадила у виробництво компанія «Nipro Corporation» (США) [17,18]. Пізніше подібні системи моніторингу були створені в Європі [6,19-22]. У різний час були виконані дослідження з вимірюванням сигналів вібрації і звуку в лабораторних і промислових умовах з метою пошуку зв'язку з параметрами процесу продування та енергією перемішування [5,11,14,16,23]. Зокрема, дослідження з комбінуванням трьох типів даних (сигналів вібрації, звуку бульбашок і розміру продувальної плями) для відображення поточної інтенсивності перемішування розплаву в ківші під час продування металу інертним газом показали, що сигнал вібрації відіграє провідну роль [16]. Але

Костецький Юрій Вітвілійович - к.т.н., доцент Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України
Квасов Ілля Вікторович – аспірант Донецький національний технічний університет, м.Покровськ
Коломієць Дмитро Вікторович – аспірант Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України

повного розуміння впливу різних технологічних чинників на характеристики вібросигналу, що виникає під час продування, ще не досягнуто. В даному дослідженні було поставлене завдання поглибити уявлення щодо формування віброакустичного сигналу під час продування рідини газом крізь донні продувні пристрої і дослідити особливості використання віброакустичного моніторингу в умовах виробництва.

2. Механізм формування віброакустичних сигналів під час продування рідини газом

Інертний газ, що надходить крізь продувну пробку в об'єм ванни рідкого металу, формує газорідний потік, що піднімається до поверхні металу в ковші. Кожна бульбашка проходить стадії зародження, відривання від поверхні пробки і вільного спливання, яке супроводжується розширенням і відповідною зміною швидкості руху. На кожній стадії бульбашка генерує коливання, що поширюються в об'ємі рідини. За достатньої інтенсивності вони можуть бути зареєстровані на зовнішній поверхні ківша як віброколивання певної частоти [24].

За оцінками під час вільного спливання бульбашок найбільший звуковий тиск створюють їх об'ємні (радіальні) пульсації [25,26]. Частоту власних коливань бульбашок газу, що знаходяться в об'ємі рідини, можна оцінити за наступною формулою [27]:

$$f_b \cong \frac{1}{\pi d_b} \sqrt{\frac{3\gamma P}{\rho_{\text{лїқ}}}}, \quad (1)$$

де d_b – діаметр бульбашки, м; γ – показник адіабати газу; P – гідростатичний тиск у рідині, Па; $\rho_{\text{лїқ}}$ – щільність рідини, кг/м³.

Якщо припустити, що бульбашки мають форму кулі, частоту їх утворення можна визначити зі співвідношення:

$$f_{\text{отр}} = \frac{Q}{V_b} = \frac{6Q}{\pi d_b^3}, \quad (2)$$

де Q – витрата газу, м³/с.

Таким чином, виходячи з даних про розмір бульбашок газу можна прогнозувати інформативні частотні діапазони, в яких слід очікувати кореляцію між параметрами процесу продування і сигналом вібрації.

За незмінного діаметру пор пористої пробки та сталих властивостей рідини діаметр бульбашок та частота їх утворення визначається величиною витрати газу. Проте ця залежність має складний характер [28]. По мірі збільшення витрати газу розрізняють три основні режими його витікання в об'єм металу – бульбашковий, змішаний і, так званий, струминний.

У бульбашковому режимі відбувається утворення окремих невеликих бульбашок. За малих витрат газу частота їх відривання $f_{\text{отр}}$ збільшується зі збільшенням витрати за практично незмінного об'єму бульбашок V_b . Потім, за більших витрат, частота відривання бульбашок $f_{\text{отр}}$ перестає змінюватись, проте поступово збільшується їх об'єм V_b . За оцінками [12] на цьому

етапі об'єм бульбашок, що утворюються на зрізі отвору, зростає пропорційно витраті газу:

$$V_b \cong \frac{Q}{f_{\text{отр}}} \cong 0,1Q, \quad (3)$$

де Q – витрата газу, м³/с.

Подальше збільшення витрати газу призводить спочатку до того, що бульбашки починають зливатися безпосередньо поблизу поверхні пробки, ще більш укрупнюючись (перехідний режим). Одночасно зменшується частота їх утворення. Потім процес утворення і відривання окремих бульбашок від поверхні пробки припиняється – настає струминний режим витікання.

Відповідно буде змінюватись спектр віброакустичного випромінювання, пов'язаного з цими процесами.

Для розрахунку розмірів бульбашок, що утворюються під час продування рідини газом в літературі запропоновано декілька рівнянь, які базуються на результатах аналізу даних, отриманих в різних умовах [28,29]. Широко вживаним для розрахунків є рівняння М.Сано і К.Морі для поодиного сопла [30]. Проте виходячи з того, що у сучасній ківшовій металургії продування металу інертним газом переважно здійснюється крізь пористі вставки у днищі ківшу, цікавими є дослідження з моделювання процесу продування рідини газом крізь пористу вставку [31,32]. Вони показали, що розмір газових бульбашок не залежить від внутрішнього тиску у рідкій ванні, а розмір пор пористої вставки впливає на розмір бульбашок лише за низьких витрат газу (близько 40-50·10⁻⁶ м³/с). Розподіл газових бульбашок за розмірами під час продування крізь пористу продувну пробку носить нормальний характер з відносно невеликим відхиленням від середнього розміру. Для розрахунку середнього розміру бульбашки Ігуши запропонував наступне рівняння [31]:

$$d_b = 1,65 \left(\frac{d_p \sigma_{\text{лїқ}}}{g \rho_{\text{лїқ}}} \right)^{1/3} \left(\frac{Fr}{We^{0.5}} \right)^{0.160}, \quad (4)$$

де d_p – середній діаметр пір пористої вставки, м; g – прискорення вільного падіння, м/с².

При цьому критерій Фруда записується як

$$Fr = \frac{u_g^2}{\varepsilon^2 g d_p}, \quad (5)$$

де u_g – швидкість газу, м/с;

ε – пористість.

А критерій Вебера визначається співвідношенням:

$$We = \frac{u_g^2 d_p \rho_{\text{лїқ}}}{\varepsilon^2 \sigma_{\text{лїқ}}}. \quad (6)$$

Розрахунки за наведеними співвідношеннями (1-4) показують, що гармоніки віброакустичного сигналу, пов'язані з продуванням газом, для рідкої сталі повинні знаходитись у діапазоні до 1 кГц. Для системи вода-газ, яку зазвичай використовують під час холодного моделювання, окрім низькочастотної складової сигналу в указаному діапазоні можна визначити і другу складову, що

пов'язана з частотою власних коливань бульбашок газу в діапазоні частот 1-3 кГц.

Різні експериментальні дослідження показали, що існує хороша кореляція між величиною витрати продувального газу і потужністю сигналу вібрації у діапазоні частот до 100 Гц [11-21]. Виходячи з викладеного вище, можна припустити, що найбільш потужною складовою сигналу є акустичне випромінювання, що виникає в процесі формування газо-рідинного потоку у поверхні продувального пристрою. Вимірювання показали, що витікання аргону крізь пористу вставку у об'єм рідкого металу в ківші генерує віброакустичний сигнал потужністю 1,5-10,2 Вт/м² [24].

З точки зору здійснення моніторингу процесу продування важливим є визначення зв'язку між величиною витрати газу на продування і

інтенсивністю віброакустичного сигналу, що виникає у інформативному діапазоні частот. Для вирішення цього завдання були проведені дослідження в лабораторних і дослідно промислових умовах.

3. Методика дослідження зв'язку між інтенсивністю продування і характеристиками вібросигнала

Дослідження проводили в лабораторних умовах на холодній моделі і в умовах виробництва на 150-тонній установці ківш-піч (УКП) киснево-конвертерного цеху Єнакіївського металургійного заводу

Для проведення лабораторних досліджень була зібрана установка холодного моделювання процесу продування рідини газом (рис. 1). Як модельну рідину використовували воду.

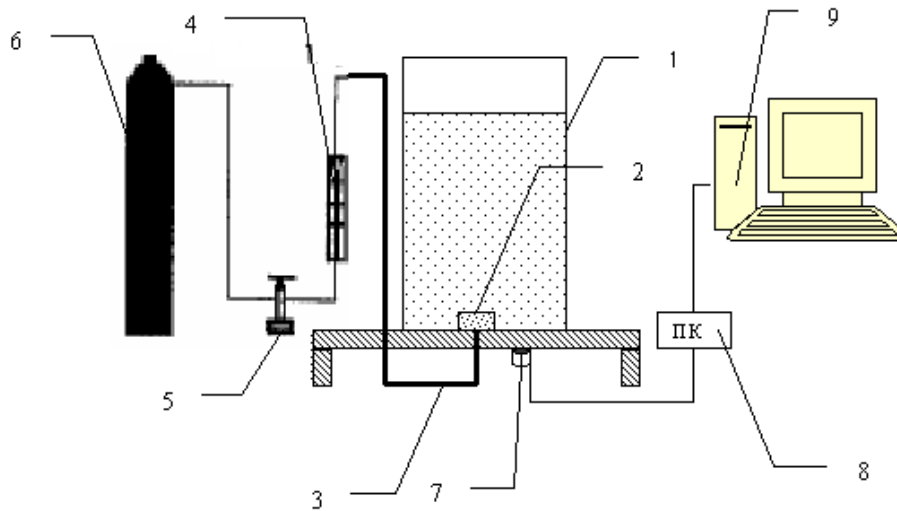


Рис. 1. Схема лабораторної установки для дослідження віброакустичних характеристик процесу продування рідини газом (1 – ємність з рідиною; 2 – фурма; 3 – газопровід; 4 – витратомір; 5 – вентиль; 6 – газовий балон; 7 – вібродатчик; 8 – узгоджуючий пристрій; 9 – комп'ютер)

Для реєстрації вібросигналів використовували комплект реєструвальної звуковловлювальної апаратури ЗУА-98 [33], до складу якої входили вібродатчики з інтегрованими підсилювачами. Вібродатчики реєстрували вібрацію поверхні ємності з рідиною під час продування. Сигнал від вібродатчиків через відповідні узгоджувальні пристрої надходив на комп'ютер для подальшої обробки та зберігання. У виробничих умовах датчики вібрації розташовували безпосередньо на поверхні сталевого кожуха ківша в районі верхнього і нижнього фланців.

Для комп'ютерної обробки даних використовували спеціально розроблене програмне забезпечення, створене на базі програмного комплексу "MATLAB 6.3", яке забезпечувало розрахунок змінення середньоквадратичного значення (СКЗ) віброприскорення зареєстрованого сигналу у окремих визначених смугах частот і візуалізацію змінення СКЗ віброприскорення зареєстрованого

сигналу у визначених інформативних діапазонах частот [34]. В умовах лабораторних досліджень найкращу кореляцію між інтенсивністю продування і рівнем вібросигналу спостерігали в діапазоні частот 0-40 Гц [21]. Тому зв'язок між інтенсивністю продування і рівнем СКЗ віброприскорення сигналу досліджували саме у цьому діапазоні. Під час досліджень в умовах виробництва верхній рівень частоти інформативного діапазону, у якому розраховували СКЗ віброприскорення, було піднято до 95 Гц.

4. Результати досліджень в лабораторних умовах

В ході експериментів на холодній моделі було проведено вимірювання сигналу вібрації за різної витрати продувального газу за різної кількості рідини в сосуді (1 літр, 2 літри і 2,4 літри). На рис. 2 показані результати, які ілюструють зміну величини СКЗ віброприскорення сигналу вібрації зі зміною інтенсивності продування.

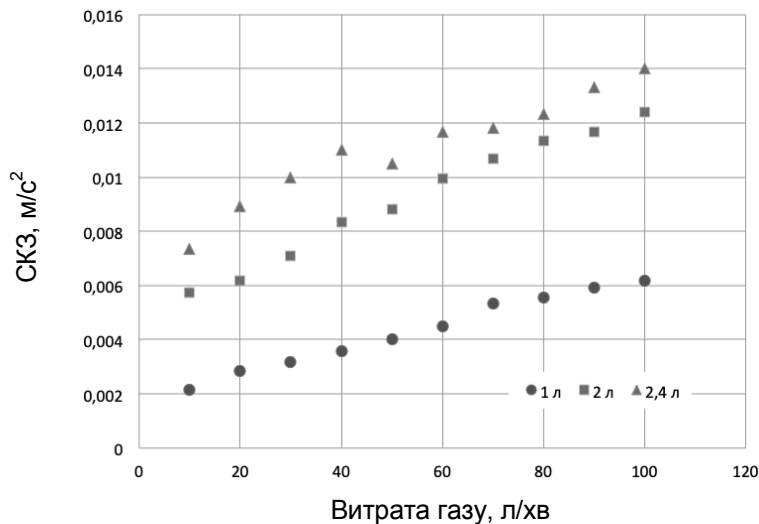


Рисунок 1. Зміна величини СКЗ віброприскорення за різної витрати продувального газу і різної кількості рідини в посуді

Представлені дані показують, що зі збільшенням витрати прожувального газу інтенсивність сигналу вібрації у визначеному діапазоні частот монотонно збільшується. Зі збільшенням витрати газу в десять разів величина СКЗ віброприскорення зростає в 3 рази під час продування 1 літра рідини і в приблизно в два рази в інших випадках. Цю залежність для умов експерименту з продуванням 1 л рідини можна задовільно виразити апроксимаційним рівнянням виду $СКЗ_a = 5 \cdot$

$10^{-5}Q + 0,0018$ ($R^2=0,9888$) і, відповідно, рівнянням виду $СКЗ_a = 8 \cdot 10^{-5}Q + 0,005$ ($R^2=0,9888$) для експерименту з 2 л рідини, де Q – витрата газу у л/хв.

На рис. 2 показані залежності, які відображають підсилення потужності зареєстрованого вібросигналу у інформативному діапазоні зі зміною витрати газу для різних умов продування. Зі збільшенням об'єму рідини в посуді потужність сигналу відповідно зростає.

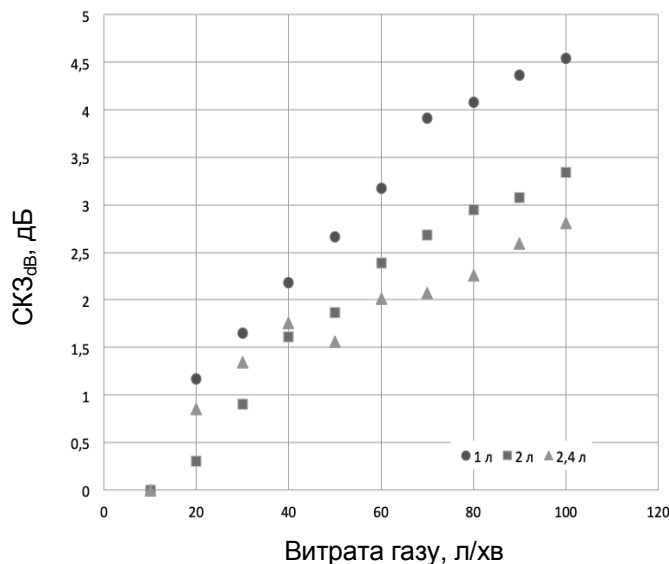


Рисунок 2. Зміна потужності сигналу вібрації зі зміною витрати газу

Аналіз показує, що це вочевидь пов'язане з відповідним збільшенням величини роботи утворення бульбашок газу, яка складається з витрат енергії на подолання сил поверхневого натягу і витрат енергії на подолання зовнішнього тиску:

$$E_b = 4\pi r_b^2 \sigma_{liq} + \frac{4}{3}\pi r_b^3 (P_0 + P_{liq}), \quad (7)$$

де r_b – радіус бульбашки, м; P_0 – атмосферний тиск, Па; P_{liq} – тиск стовпа рідини, Па.

Збільшення об'єму рідини в посуді V_{liq} призводить до збільшення рівня рідини і відповідного зростання величини тиску стовпа рідини $P_{liq} = \rho_{liq} g h_{liq} = \rho_{liq} g (V_{liq}/S)$. І за приблизно незмінної витрати енергії на подолання сил поверхневого натягу зміна загальної витрати енергії на утворення бульбашки визначається саме зміною тиску. Тож можна зробити висновок, що потужність вібросигналу, що реєструється під

час продування, корелює з величиною енергії, як витрачається на утворення бульбашок газу.

Слід зауважити, що в умовах лабораторного експерименту продування рідини здійснювали крізь односплову фурму. Виражений бульбашковий режим витікання спостерігали лише за витрат газу в діапазоні 0-40 л/хв. Експериментальні дані для цього діапазону були оброблені окремо (рис. 3). А з метою визначення впливу величини поверхневого натягу рідини на формування сигналу вібрації під час продування був поставлений експеримент у якому здійснили продування рідини зі зменшенням на 30% поверхневим натягом. Для цього до води додали певну кількість етилового спирту (2 л вода + 0,4 л спирт). Рівень сигналу вібрації, який був

zareєстрований протягом експерименту, був меншим ніж під час продування 2,4 л води (рис. 3). Якщо прийняти до уваги співвідношення (7), то даний результат також укладається у концепцію зв'язку між енергією утворення бульбашок і потужністю вібросигналу у інформативному діапазоні частот. При цьому залежність СКЗ віброприскорення від витрати газу добре описується степенною функцією наступного вигляду (рис.3):

$$СКЗ_a = k \cdot Q^n, \quad (8)$$

де k – коефіцієнт, який прямопропорційно залежить від висоти стовпа рідини (рис. 4); n – показник степеню, значення якого знаходиться в інтервалі 2-3.

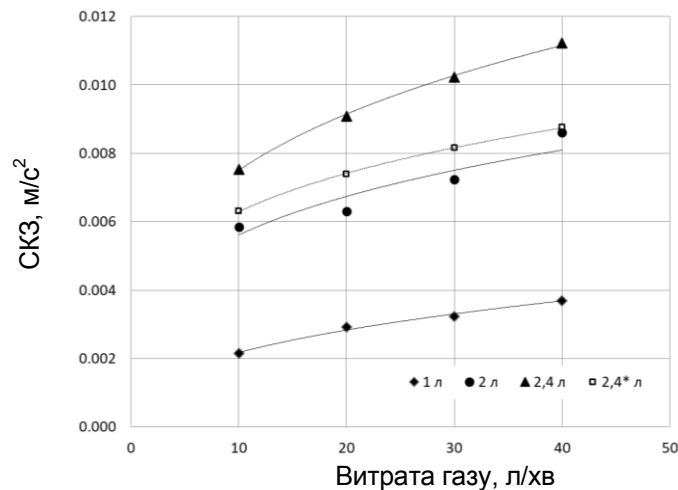


Рисунок 3. Зміна величини СКЗ віброприскорення за різної витрати продувального газу і різної кількості рідини в посуді (зірочкою позначені дані для експерименту з продуванням розчину)

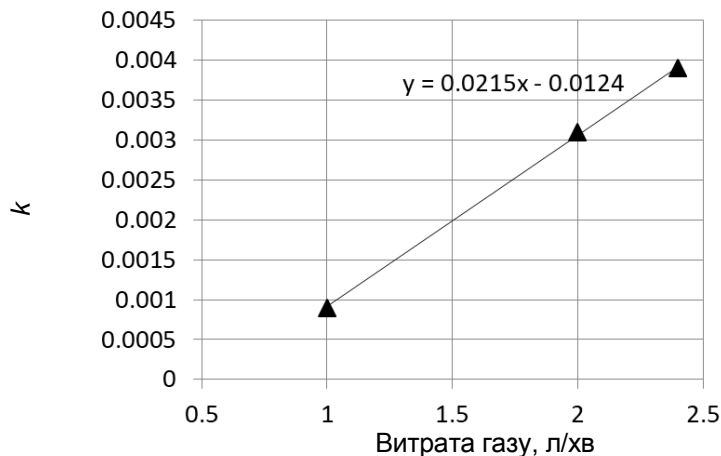


Рисунок 4. Значення коефіцієнта пропорційності k за різної витрати газу

Таким чином, можна зазначити, що основним джерелом вібросигналу у інформативному діапазоні частот є процеси, що відбуваються безпосередньо біля сопла, в зоні формування газо-рідинного потоку. При цьому потужність вібросигналу монотонно збільшується зі збільшенням витрати газу і корелює з величиною

роботи, яка витрачається на утворення бульбашок газу.

В умовах виробництва донне продування металу інертним газом в ківші як правило здійснюють з використанням пористих продувних вставок. Тож умови формування газо-рідинного потоку на поверхні продувної пробки можуть дещо відрізнятись тих, що мають місце при

використання одноособової фурми. З метою дослідження зв'язку між параметрами сигналу вібрації і витратою газу на реальному ківші були проведені відповідні дослідження у дослідно-промислових умовах.

5. Результати досліджень у дослідно-промислових умовах

Загальний аналіз отриманих у дослідно-промислових даних показав, що датчики, які розташовані на поверхні кожуха ківшу дозволяють успішно реєструвати корисний сигнал. Проте окремих яскраво виражених гармонік в спектрі вібросигналів пов'язаних з параметрами витрати аргону при аналізі спектрограм і спектрів виявити не вдалося (рис. 5). У той же час було встановлено, що енергія вібросигналу в частотному діапазоні 15-95 Гц має хорошу кореляцію з параметрами процесу продування аргонном. Причому більш точний збіг між профілем

режиму продування і профілем зміни СКЗ віброприскорення спостерігався для сигналу, який реєстрував датчик, встановлений на нижньому фланці ківшу, тобто ближче до джерела корисного сигналу.

В процесі досліджень були отримані дані щодо зміни з часом рівня СКЗ віброприскорення для 22 плавок. Витрату газу і рівень СКЗ віброприскорення фіксували у середньому кожні 3 секунди протягом позапічної обробки плавки на УКП. При цьому до уваги брали лише стаціонарні режими продування, тобто відрізки часу, коли витрата продувального газу була сталою. Отримані дані піддали статистичній обробці, за результатами якої виключили грубі помилки вимірювання та винайшли середні значення СКЗ сигналу по всьому діапазону значень витрати продувального газу (рис. 5).

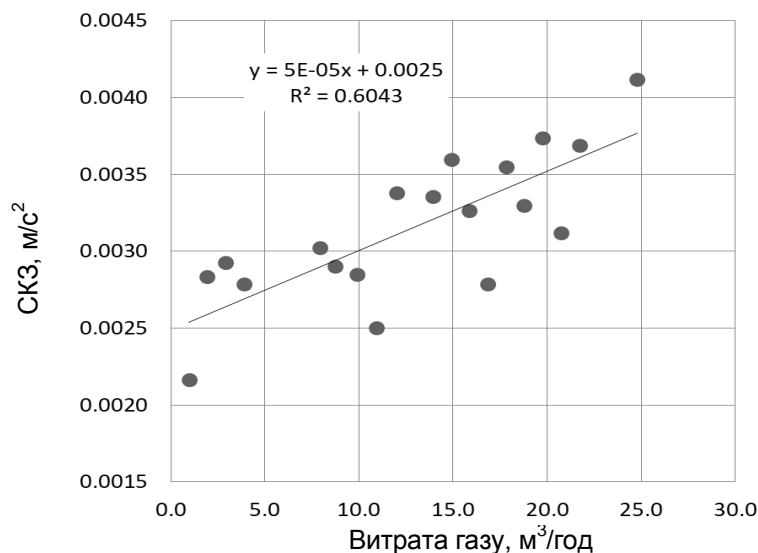


Рисунок 5. Середні значення СКЗ вібросигналу за різних витрат інертного газу під час обробки сталі УКП

Отримані результати показали, що на промисловому агрегаті також спостерігається певна кореляція між інтенсивністю продування рідкого металу крізь донні продувні пристрої і СКЗ віброприскорення. Зі збільшенням витрати газу рівень СКЗ також збільшується. Тобто досліджуваний метод дозволяє в промислових умовах відстежувати перебіг процесу продування і отримувати напрямі дані щодо фактичної поточної витрати газу. Певне розсіювання результатів вимірювання (рис. 5) в значній мірі пов'язане з умовами і особливостями роботи експериментальної апаратури, яку застосовували для вимірювання вібрації.

Окрім того, обробка отриманих даних показала, що на рівень СКЗ вібросигналу на частотах кратних 50 Гц впливає робота електричних дуг. Відповідно це треба враховувати і вилучати з розгляду ці частоти в інформативному діапазоні за для підвищення якості отриманих результатів.

З іншого боку складові сигналу на частотах кратних 50 Гц можна використовувати, щоб певною мірою судити про умови їх горіння (рис 6). Періоди формування рафінувальні шлаку на початку обробки і під час проплавлення порцій присаджених шлакоутворювальних матеріалів характеризуються значним підйомом рівня СКЗ. Проведені лабораторні дослідження підтвердили можливість використання віброакустического аналізу для діагностики порушення умов електродугового нагрівання внаслідок оголення дуги, яке викликане недостатньою кількістю шлаку або його гетерогенним станом, а також за занадто інтенсивного продування розплаву інертним газом.

6. Промислова реалізація системи моніторингу і управління продуванням

На основі результатів проведених досліджень НВО «Донікс» спільно з Донецьким національним технічним університетом був розроблений і успішно випробуваний у виробничих умовах

експериментальний зразок апаратно-програмного управління процесом продування металу інертним газом на установці ківш-піч [35].

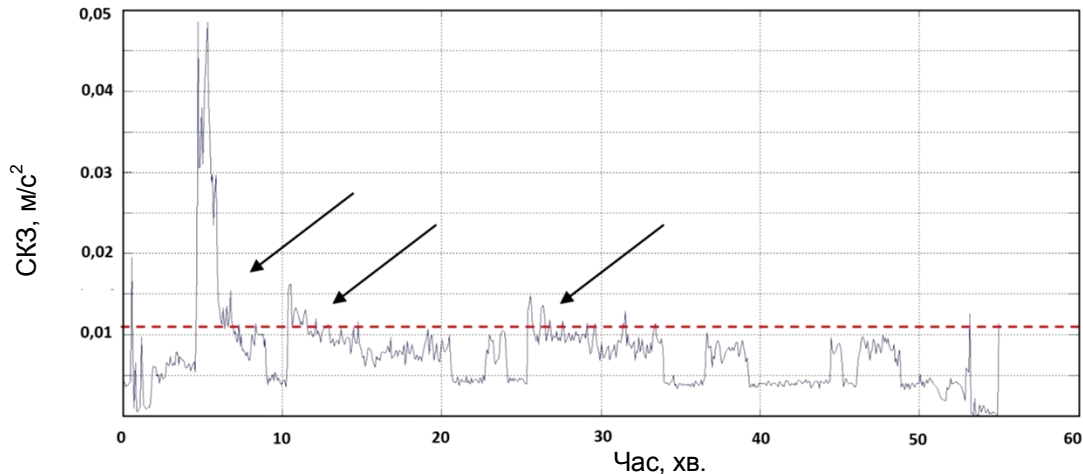


Рисунок 6. Зміна рівня СКЗ віброакустичного сигналу в частотному діапазоні 95-110 Гц під час обробки сталі на УПК (стрілками показані моменти присаджування шлакоуворювальників).

Комплекс може надавати додаткову інформацію для прийняття вірного технологічного рішення і забезпечувати автоматичне керування витратою інертного газу на УПК в процесі позапічної обробки. Промислові випробування експериментального зразку апаратно-програмного комплексу показали ефективність розроблених методів і працездатність системи в умовах реального металургійного виробництва.

Корисний ефект від використання подібної системи управління продуванням може бути отриманий на будь-якому сортаменті. Автоматична оптимізація витрат продувального газу під час позапічної обробки дозволяє зменшити питому витрату аргону, розкиснювачів, вогнетривів, а також забезпечити ефективну гомогенізацію розплаву і зменшення забрудненості металу неметалевими включеннями. Окрім того забезпечується стандартизація режимів продування інертним газом на плавках.

7. Висновки

Аналіз механізму утворення акустичного випромінювання, яке виникає в процесі продування рідини газом, показує, що його найбільш потужна складова пов'язана з процесом формування газо-рідинного потоку у поверхні продувального пристрою, а відповідні гармоніки віброакустичного сигналу знаходяться на частотах до 1 кГц.

Експериментальні дослідження показали, що найкраща кореляція між величиною витрати продувального газу і потужністю сигналу вібрації спостерігається на частотах до 100 Гц. Причому потужність сигналу вібрації зростає пропорційно збільшенню витрати газу і корелює з величиною роботи, яка витрачається на утворення бульбашок газу.

За бульбашкового режиму витікання газу в об'єм рідини залежність між величиною витрати газу на продування і середньоквадратичним значенням віброприскорення у інформативному діапазоні має степеневий вигляд $СКЗ_a = kQ^n$, де k – коефіцієнт, величина якого прямо пропорційно залежить від висоти стовпа рідини у сосуді, а показник степеню n приймає значення в інтервалі 2-3.

Результати досліджень у дослідно-промислових умовах також показали наявність певної пропорційності між величиною витрати газу на продування і значенням середньоквадратичного значення віброприскорення у визначеному діапазоні частот.

На підставі результатів проведених досліджень був створений і успішно випробуваний в умовах виробництва пілотний зразок системи автоматичного управління продуванням інертним газом на установці ківш-піч.

Бібліографічний опис

1. Ghosh A. Secondary steelmaking : principles and applications / A. Ghosh. – CRC Press, 2001. – 322 р.
2. Дюдкин Д. А. Производство стали на агрегате ковш-печь / Д. А. Дюдкин, С. Ю. Бать, С. Е. Гринберг, С. Н. Маринцев. – Донецк : ООО "Юго-Восток, Лтд," 2003. – 300 с.
3. Graham K. J. Toward integrated ladle metallurgy control / K. J. Graham, G.A. Irons // Iron & Steel Technology. — 2009. — No. 1. — P. 163–174.
4. Krishnapisharody K. Considerations for the design of gas stirring in ladle metallurgy / K. Krishnapisharody, G. A. Irons // Iron & Steel Technology. — 2011. — Vol. 8, No. 1. — P. 167–173.

5. Burty M. Kettlor: efficient stirring in ladle metallurgy / M. Burty, C. Pussé, C. Bertoletti[et al.] // *Revue de Métallurgie*. — 2006. — Vol. 103, No. 11. — P. 493–499.
6. Geldenhuis J. M. A. Optimization of ladle preheating and steel stirring practices to improve ladle refractory performance / J. M. A. Geldenhuis, D. G. Murray, D. E. Burke[et al.] // *Iron & Steel Technology*. — 2010. — No. 7. — P. 47–54.
7. Даннерт К. Мониторинг адекватности работы продувочных пробок / К. Даннерт // *Металлургическое производство и технология*. — 2010. — № 2. — С. 6–8.
8. Krishnapisharody K. A model for slag eyes in steel refining ladles covered with thick slag / K. Krishnapisharody, G. A. Irons // *Metallurgical and Materials Transactions B*. — 2015. — Vol. 46, No. 1. — P. 191–198.
9. McLean A. The science and technology of steelmaking—measurements, models, and manufacturing / A. McLean // *Metallurgical and Materials Transactions B*. — 2006. — Vol. 37, No. 3. — P. 319–332.
10. Величко А.Г. Вибрация в конвертерной плавке. - Днепропетровск: Системные технологии, 2000. - 116 с.
11. Yenus J. Application of vibration and sound signals in monitoring iron and steelmaking processes / J. Yenus, G. Brooks, M. Dunn, R. Kadam // *Ironmaking & Steelmaking*. — 2018. — P. 1–10.
12. Minion R.I. Improved Ladle Stirring Using Vibration Technology at Stelco Hilton Works / R.I. Minion, C.F. Leckie, K.J. Legeard, B.D. Richardson // *Iron and Steelmaker*. — 1998. — V 25, N7. — P. 25-31.
13. Sancho L.-F. Application of conoscopic holography to control the melt stirring / L.-F. Sancho, J. Diaz, I. Alvarez // *Revue de Métallurgie*. — 2006. — Vol. 103, No. 3. — P. 121–130.
14. Kostetskii Y. V. Control and management of the out-of-furnace treatment of metal using ladle vibrations / Y. V. Kostetskii, I. V. Kvasov, I. V. Degtyarenko, D. P. Kukui // *Russian Metallurgy (Metally)*. — 2009. — Vol. 2009, No. 7. — P. 595–597.
15. Костецкий Ю.В. Мониторинг работы продувочных устройств на основе анализа данных о вибрации ковша / Ю.В. Костецкий, А.А. Троянский, Д.П. Кукуй, И.В. Дегтяренко, В.С. Ходячих // *Металл и литье Украины*. — 2005. — №3-4. — С.106-107.
16. Xu X. Online analysis of stirring processes in ladle metallurgy / X. Xu, G. A. Brooks, W. Yang // *Metallurgical and Materials Transactions B*. — 2010. — Vol. 41, No. 5. — P. 1025–1032.
17. Pat. 6264716B1 US, Process for controlling the stirring energy delivered by a gas flowing through a liquid / F. Kemeny, D. Walker, J. Jones; assigned 24.07.2001.
18. Behera N. Optimization of argon stirring at hadeed ladle furnace by application of trustir technology / N. Behera, A. Wohaiishi, R. Subramanian[et al.] // *AISTech - Iron and Steel Technology Conference Proceedings*. — 2014. — Vol. 2. — P. 1423–1432.
19. Pat. 20120000315A1 US, Method and device for controlling vibrations of a metallurgical vessel / A. Fleischanderl, M. Hiebler, G. Staudinger, P. Wimmer; assignee Google Patents. — assigned 05.01.12.
20. Pat. 7942950B2 US, Method for controlling a molten metal bath bubbling in a metallurgical vessel and a device for carrying out said method / M. Burty, C. Pusse, P. Wetta[et al.]; assigned 17.05.11.
21. Kostetsky Y. Application of vibroacoustic monitoring technique on a ladle furnace unit during steel treatment / Y. Kostetsky, D. Kukuy, I. Kvasov[et al.] // *Metal 2007: Proceeding of the International Metallurgical & Material Conference, 22-24.5.2007, Hradec nad Moravice, Czech Republic*. — N 173
22. Костецкий Ю.В. Система контроля и управления технологическим процессом внепечной обработки металла на основе анализа вибрации ковша / Ю.В. Костецкий, И.В. Квасов, И.В. Дегтяренко, Д.П. Кукуй // *Наукові праці Донецького національного технічного університету, Серія "Металургія"*, Випуск 9 (122). — Донецьк, ДонНТУ, 2009. — С.93-99.
23. Yenus J. Multivariate analysis of ladle vibration / J. Yenus, G. Brooks, M. Dunn // *Metallurgical and Materials Transactions B*. — 2016. — Vol. 47, No. 4. — P. 2681–2689.
24. Величко А.Г. Оценка интенсивности виброакустических источников при вакуумной обработке с учетом распространения излучаемых колебаний / А.Г.Величко, В.Д. Антонец, А.Е. Проволоцкий // *Теория и практика металлургии*. — 2009. — №1-2. — С.138-143.
25. Leighton T.G. An Experimental Study of the Sound Emitted from Gas Bubbles in a Liquid / T.G. Leighton, A.J. Walton // *European Journal of Physics*. — 1987. — V8, N2. — P.98-104.
26. Khabeev N.S. Toward the Problem of the Resonances of a Bubble Radially Pulsating in a Liquid // *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*. — 2009. — V 82, N 6. — P. 1191-1198.
27. Minnaert M. On Musical Air Bubbles and the Sounds of Running Water // *Philosophical Magazine*. — 1933. — V16, N7. — P. 235-248.
28. Минаев Ю.А. Физико-химия в металлургии (Термодинамика. Гидродинамика. Кинетика) / Ю.А.Минаев, В.В. Яковлев. — М. :МИСИС, 2001. — 320 с.
29. Yuan J. Effect of orifice diameter on bubble generation process in melt gas injection to prepare aluminum foams / J. Yuan, Y. Li, N. Wang[et al.] // *Metallurgical and Materials Transactions B*. — 2016. — Vol. 47, No. 3. — P. 1649–1660.

30. Mori K. Characterization of gas jet behavior at a submerged orifice in liquid metal. / K. Mori, Y. Ozawa, M. Sano // Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan. — 1982. — Vol. 22, No. 5. — P. 377–384.
31. Iguchi M., Kaji M., Morita Z. Effects of Pore Diameter, Bath Surface Pressure, and Nozzle Diameter on the Bubble Formation from a Porous Nozzle /M. Iguchi, M. Kaji, Z. Morita //Metallurgical and Materials Transactions B. — 1998. - Vol. 29B. — P. 1209 – 1218.
32. Kazakis N. A. Experimental study of bubble formation at metal porous spargers: effect of liquid properties and sparger characteristics on the initial bubble size distribution / N. A. Kazakis, A. A. ?uza, S. V. Paras // Chemical Engineering Journal. — 2008. — Vol. 137, No. 2. — P. 265–281.
33. Деглин Б.М. Опыт применения звукоулавливающей аппаратуры нового поколения «Зуа-98» /Б.М. Деглин, А.А. Мелконян, Н.В. Широких // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). — 2004. — №9. — С. 92-95.
34. Дегтяренко И.В. Алгоритм виброакустического контроля технологических параметров плавки на установке ковш-печь / И.В. Дегтяренко, Ю.В. Костецкий, А.А. Омельченко // Наукові праці Донецького технічного університету. Серія “Обчислювальна техніка та автоматизація”, Випуск 90. — Донецьк: ДонНТУ, 2005. — С.15-19.
35. Костецкий Ю.В. Аппаратно-программный комплекс виброакустического мониторинга технологического процесса внепечной обработки стали на установке ковш-печь / Ю.В. Костецкий, И.В. Дегтяренко, А.А. Омельченко, В.С. Ходячих, Б.М. Деглин, А.А. Мелконян // Вибрация машин: измерение, снижение, защита. — 2005. — №3.— С.11-15.

Стаття надійшла 15.05.2018р.

Рецензент: д.т.н., проф. Камкіна Л.В.

УДК 537.84:669:621.74

Куліш Ю.Ю., Верзілов О. П.

ЗАСТОСУВАННЯ МЕТОДІВ МАГНІТНОЇ ГІДРОДИНАМІКИ ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ РОБОТИ КРИСТАЛІЗАТОРА І ЗОНИ ВТОРИННОГО ОХОЛОДЖЕННЯ

Kulish U.U., Verzilov A.P.

APPLICATION OF MAGNETIC HYDRODYNAMICS METHODS FOR INCREASING THE EFFICIENCY OF THE MOLD AND THE SECONDARY COOLING ZONE

Розглянуто методи електромагнітного впливу на рідкий розплав в кристалізаторі, зоні вторинного охолодження заготовки та зупфовій зоні при безперервному розливанні сталі на МБЛЗ, і їх позитивний вплив на формування безперервнолитих заготовок.

Ключеві слова: МБЛЗ, кристалізатор, зона вторинного охолодження, зупфова зона, безперервне розливання, електромагнітне перемішування, тонкий сляб, сталь, електромагнітний перемішувач

Various methods of electromagnetic impact on liquid melt for steel casting on a continuous casting machine are considered. The main electromagnetic effects on steel, such as the deceleration of the jet in the mold, mixing, electromagnetic compression, as well as the crushing of dendritic crystals, are highlighted. The main positive effects, as well as difficulties in installing MHD devices, and their negative effects on the casting process are highlighted. Devices for controlling the flow of liquid in the crystallizer and the secondary cooling zone of steel, as well as examples of the application of electromagnetic effects when casting thin slabs are given.

Вступ

Після видачі сталі з проміжного ковшу в кристалізатор МБЛЗ настає етап формування безперервнолитої заготовки. Він починається безпосередньо в кристалізаторі і далі триває у ЗВО і зупфовій зоні.

На сьогоднішній день розроблено ряд електромагнітних пристроїв, застосовуваних для здійснення впливу на заготовку яка твердіє. При цьому, світовими лідерами в цьому напрямку є компанії ABB і JFE Steel [1]. На підставі лабораторних досліджень, промислових випробувань і подальшого впровадження таких пристроїв ці компанії пропонують реалізувати концепцію повного електромагнітного перемішування рідкої фази з використанням ряду взаємопов'язаних систем на всьому ланцюжку від кристалізатора до зупфовій зоні (рис. 1).

МГД пристрої для впливу на рідку сталь у зоні кристалізатора

Зокрема в зоні кристалізатора застосовується пристрій для електромагнітного гальмування потоків сталі EMBR (Electromagnetic Brake), яке знижує гідродинамічний вплив на заготівку яка кристалізується на стінках кристалізатора і перешкоджає попаданню всередину рідкої лунки перегрітих струменів сталі і бульбашок інертного газу. Варто відзначити, що крім вищезазначених переваг така система пригнічує обурення на меніску рідкого металу, які в свою чергу можуть призводити до

нерівномірного тепловідведення і поверхневим дефектам безперервнолитої заготовки.

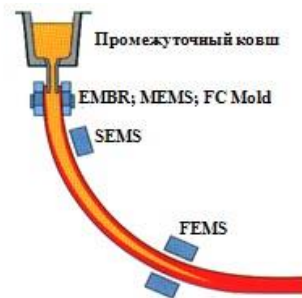


Рисунок 1 - Електромагнітний вплив при формуванні безперервнолитої заготовки

Конструктивно EMBR є електромагнітною системою з декількома полюсами з обмотками і застосовується при литті слябів, а принцип її дії заснований на використанні ефекту Гартмана - зміни профілю швидкості рідкого металу і придушення турбулентних пульсацій при накладенні поперечного постійного магнітного поля.

У той же час, для розливання тонких слябів компанія POSCO розробила EMBR із змінною геометрією полюсів (рис. 2) в залежності від конструкції кристалізатора і сталеразливочного стакану [2].



Рисунок 2 - EMBR із змінною геометрією полюсів для безперервного розливання тонких слябів

Іншим варіантом з точки зору управління рухом розплаву в кристалізаторі МБЛЗ, є пристрій FC Mold (Flow Control Mold), також застосовується при литті слябів і використовує поперечне магнітне поле, створюване багатополісними системами (рис. 3).

FC Mold збільшує ступінь зняття теплоти перегріву рідкої сталі, сприяє вирівнюванню температури на меніску, перешкоджає захопленню неметалевих включень в тіло заготовки.

Аналогічним FC Mold технологічним рішенням, яке застосовується при розливанні сталі на сортову заготовку, є використання електромагнітного перемішувачу MEMS (Mold Electromagnetic Stirrer).



Рисунок 3 - Електромагнітне пристрій FC Mold

З точки зору виливки тонких слябів компанією POSCO створені спеціальні перемішувачі (рис. 4, 6). Один з них може переміщатися по висоті кристалізатора і забезпечувати різні режими руху розплаву на меніску і на рівні зануреного стакану. Інший перемішувач створює сильне магнітне поле, використовуючи явище надпровідності (рис. 4) [3]

Для спрощення експлуатації обладнання, всі перераховані пристрої, як правило, конструктивно поєднуються з кристалізатором МБЛЗ. Також, при використанні декількох високочастотних обмоток, має місце додаткове віджимання (як при плавці в холодному тиглі) твердий заготовки від стінок кристалізатора, що покращує якість поверхні злитка і довговічність кристалізатора, проте кілька погіршує умови охолодження заготовки.



Рисунок 4 - Рухомий електромагнітний перемішувач

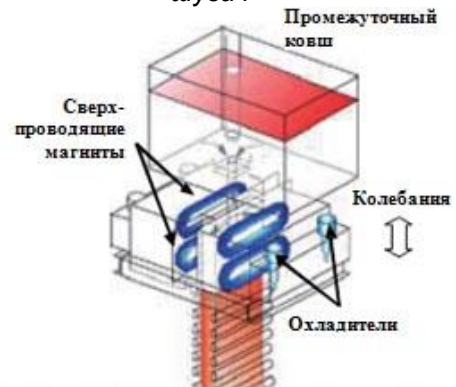


Рисунок 5 - Перемішувач на надпровідних магнітах

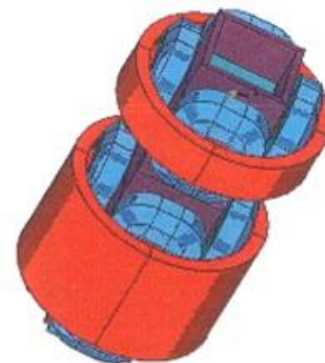


Рисунок 6 - Електромагнітний перемішувач, що створює акустичну хвилю по глибині лунки

У свою чергу, найбільш істотними негативними проявами, які супроводжують накладення електромагнітного впливу в кристалізаторі, прийнято вважати:

- розвиток смуг негативної ликвації («білих» смуг на сірчаному відбитку), які зменшують хімічну однорідність заготовки і можуть призводити до підвищеного утворення тріщин при прокатці;
- збільшення зносу занурених стаканів, що знаходяться в зоні впливу електромагнітного перемішування [4].

Електромагнітні пристрої у зоні вторинного охолодження

У зоні вторинного охолодження може застосовуватися електромагнітний перемішувач SEMS (Strand Electromagnetic Stirrer), який створює біжуче або обертове магнітне поле і може застосовуватися при отриманні, як слябів, так і сортових заготовок. Основною метою є забезпечення поліпшення якості безперервно литої заготовки в зоні стовпчастих (дендритних) кристалів за рахунок перемішування рідкої серцевини злитка і подальшого їх подрібнення і ущільнення. Крім цього наявність висхідних конвективних потоків забезпечує певне підвищення чистоти металу в цій зоні.

Оскільки в зоні вторинного охолодження товщина затверділої по периметру (у поперечному перерізі) частини злитка значна і мають місце великі немагнітні зазори, SEMS зазвичай живиться струмом низької частоти.

Можна з упевненістю стверджувати, що накладення електромагнітного перемішування в зоні формування стовпчастих кристалів може перешкоджати формуванню різного роду перемичок між протилежними фронтами затвердіння, що, в кінцевому рахунку, забезпечить значне пригнічення дефектів усадочного (пористість) і ліквационного характеру. При електромагнітному перемішуванні (особливо в турбулентному режимі) умови формування дендритів можуть істотно змінюватися.

Це в першу чергу буде ставитися до тих дендритів, які виступають за фронт затвердіння в рідку фазу. Відповідно, при такій обробці лінія фронту затвердіння буде вирівнюватися, а кристалічна структура - ущільнюватися. Не можна виключати також і високу ймовірність того, що під впливом динамічних навантажень частина вершин дендритів буде просто механічно руйнуватися і осколки твердої фази потраплять в рідку ванну, де будуть поступово осідати в зумпову зону [5].

Наявність частинок твердої фази перед фронтом затвердіння в зоні росту стовпчастих кристалів у свою чергу при певних умовах сприяє прискоренню переходу від зони стовпчастих до зони рівноосних кристалів [6].

Аналіз результатів впливу електромагнітного перемішування в зоні росту стовпчастих кристалів показує, що вони багато в чому залежать від місця докладання і інтенсивності впливу, вмісту вуглецю

в сталі, ступені перегріву сталі, швидкості руху і спрямованості примусових конвективних потоків та ін. Так, подрібнення стовпчастих кристалів при електромагнітному перемішуванні досягається в досить широкому діапазоні інтенсивності впливу (при створенні вертикальних висхідних потоків). Однак цей ефект супроводжується, як правило, утворенням «білої» лінії (по сірчаного відбитку) ликвації, яка при збільшенні інтенсивності впливу проявляється все більш яскраво. З огляду на той факт, що в літературі відсутні серйозні практичні докази, що такі «білі» ліквацийні смуги не роблять негативного впливу на якість безперервнолитої заготовки, слід, мабуть, визнати високу ймовірність негативних проявів (внутрішні тріщини) при прокатці такого металу. У ряді досліджень наводяться рекомендації щодо обмеження значень енергетичних параметрів індуктора (наприклад, сили струму) в залежності від індексу прояви «білої» лінії. Однак такі дані не можуть носити універсального характеру через відмінності в конструкції індуктора і в умовах розливання.

З іншого боку, ефект електромагнітного перемішування впливає на формування заготовки в досить малому (в порівнянні із загальним часом затвердіння) часовому інтервалі. Тому при виході із зони дії електромагнітного перемішування виявляється цілком імовірним відновлення нормальних закономірностей зростання зони стовпчастих кристалів, що знижує однорідність кристалічної структури і підвищує ймовірність появи тріщин при прокатці.

Таким чином, накладення електромагнітного перемішування в зоні росту стовпчастих кристалів може мати як позитивні, так і негативні прояви. Інтенсивність накладення впливу багато в чому обмежується процесом формування «білих» ліквационних смуг, які знижують фізичну та хімічну однорідність заготовки. При цьому кінцевий результат обробки буде визначатися раціональним вибором режимів і місцем докладання впливу з урахуванням конкретних умов розливання. Тому в залежності від цих умов місце для вкладання впливу може варіюватися в значних межах, що також ускладнює конструкцію пристрою для розташування електромагнітного індуктора.

Крім електромагнітного перемішування в зоні вторинного охолодження можуть застосовуватися пристрої електромагнітного обтиску заготовки, які на сьогоднішній день відомі як дослідні зразки, однак, широкого застосування вони не отримали в силу значних витрат, які впливають на собівартість кінцевої продукції.

МГД у зоні вторинного охолодження

У фінальній зоні затвердіння заготовки (зумпової зона) може застосовуватися електромагнітний перемішувач FEMS (Final Electromagnetic Stirrer), який також є низькочастотним. Його завдання - забезпечити вплив на фронт кристалізації заготовки, перешкоджати зростанню стовпчастих

кристалів в центральній частині злитка і пригнічувати процеси ліквідації і сегрегації. Однак слід зазначити, що єдиної думки з приводу ефективності FEMS і доцільності його застосування до цих пір в середовищі розробників і споживачів немає, що пояснюється труднощами визначення місця його установки на МБЛЗ і вибору раціональних режимів роботи.

Вибираючи режими електромагнітного перемішування для обробки зупфової зони, слід максимально враховувати умови формування твердої фази заготовки. Фактично у цій зоні відбувається об'ємна кристалізація на базі частинок твердої фази, що знаходяться в розплаві. Як правило, така кристалізація супроводжується появою твердого каркаса, який у міру його зростання стає все більш міцним і його складові гілки перешкоджають підживленню рідиною донних обсягів рідко-твердої ванни, що сприяє розвитку осьової пористості. Відповідно, для поліпшення умов затвердіння останніх (донних) обсягів безперервно литої заготовки за доцільне примусове руйнування формується каркаса, яке виявляється можливим при порушенні конвективних потоків.

Найбільш раціональним технологічним прийомом є розвиток примусових циркуляційних потоків, які розташовувалися б в площині, перпендикулярній осі заготовки, так як в цьому випадку забезпечується інтенсивне перемішування металу у всьому перерізі. Створення ж примусових потоків, що рухаються уздовж фронту затвердіння, на наш погляд, не може забезпечити підвищення якості заготовки, так як зупфової зона збагачена лікватами і, отже, рух металу уздовж фронту затвердіння сприятиме розвитку додаткових ліквационних смуг позитивної ліквідації (типу V-подібної ліквідації).

Аналізуючи відомі експериментальні результати по застосуванню електромагнітного перемішування в зупфовій зоні, слід зазначити, що на практиці в більшості випадків рекомендується обробка,

що забезпечує формування циркуляційних потоків в площині, перпендикулярній осі заготовки [7, 8, 9]. Раціональний вибір місця і інтенсивності додатки такого впливу забезпечує істотне зменшення протяжності рідкої лунки і відповідно зменшення кількості макродефектів типу усадочная пористість при подрібненні зерна кристалічної структури. При цьому практично не піддаються управлінню осьові пористість і сегрегація, формування яких, відбувається на значній відстані від місця докладання впливу. Не існує також однозначної думки щодо позитивного впливу електромагнітного перемішування на розвиток V-подібної ліквідації. У ряді випадків відзначається збільшення протяжності ліквационних смуг. Придушення цієї групи дефектів виявляється можливим, мабуть, тільки при використанні так званого методу «м'якого обтиску» (soft reduction), який забезпечує видавлювання рідкої фази з лунки, за рахунок обтиску безперервно литої заготовки на останній стадії затвердіння [10].

Крім вищезазначених, слід згадати ще кілька типів електромагнітних систем, які не знайшли широкого промислового застосування, проте мають перспективи для нього.

По-перше, мова йде про так званому «електромагнітному бустері» (Electromagnetic Booster) - пристрої, заснованому на застосуванні надпровідних магнітів і токопідводящих електродів на фінальній стадії кристалізації безперервнолитої заготовки (рис. 7) [11]. Так, магнітне поле і постійний струм генерують електромагнітну силу, в 20 разів перевищує гравітацію і спрямовану вздовж осі злитка протилежно напрямку лиття. Рідка фаза рухається з междендритного простору протилежно напрямку лиття. Утворилися в окремих місцях злитка порожнечі, викликані «перехопленням» рідкої лунки і є наслідком нерівномірності фронту кристалізації, заповнюються рідкою фазою. В результаті спільної дії обтискних валків і електромагнітної сили ефект обтиску посилюється.



Рисунок 7 - Електромагнітний бустер

Також відомі спеціальні електромагнітні системи для контролю процесів безперервного розливання [12, 13], зокрема, електромагнітний датчик контролю попадання захисного шлаку з поверхні меніска в тіло заготовки, принцип дії якого заснований на різниці електричних властивостей металевої і шлакової середовища, а також індукційні рівнеміри для в проміжних ковшів і кристаллизаторов МБЛЗ.

Для процесу прямого отримання листа шляхом безперервного лиття сталі в двухвалковий кристаллизатор розроблені електромагнітні пристрої для управління масовим витратою рідкої сталі [14, 15], за принципом дії схожі з МГД-диспергаторами розплаву, а також електромагнітні затвори, що запобігають бічний витікання розплаву з простору між валками [16, 17].

Висновки:

Можна стверджувати, що застосування електромагнітних полів, є ефективним засобом впливу на рідку сталь і знаходить все більш широке і успішне застосування в технологіях безперервного розливання сталі в світі. При

цьому, електромагнітні системи застосовуються як на етапі проміжного ковша і кристализатора, так і в зоні вторинного охолодження і зумпфової зоні.

За рахунок електромагнітних систем здійснюється: підігрів розплаву і його перемішування, управління процесами закінчення і витрати рідкої сталі, контроль за рівнем наливу металу і розвитком хвильових процесів, електромагнітне отжатие заготовки в кристализаторі і обтиснення в зоні вторинного охолодження, коригування кристалізаційних процесів. В результаті такого впливу спостерігається підвищення якості металопродукції в частині поліпшення поверхні заготовки, підвищення чистоти металу по неметалічних включень, подрібнення кристалічної структури, придушення дефектів усадочного і ліквационного характеру.

Разом з тим, з огляду на високі витрати на обладнання для електромагнітного перемішування, представляється доцільним його використання в першу чергу для середньо- і високовуглецевих (в тому числі легованих) сталей, які мають порівняно високою додатковою вартістю.

Бібліографічний список:

1. Эйдем М., Хакль Х., Коллберг С. Применение устройств электромагнитного перемешивания (EMS) и установок электромагнитного торможения (EMBR) при производстве стали // Труды международной конференции «Черная металлургия России и стран СНГ в 21 веке». – Том 1. – М.: Металлургия, 1994. – С. 231-238.
2. S.M. Lee, M.J. Cho. Application of Electromagnetic System in a Slab Continuous Casting Machine of POSCO // Proceedings of the 6th International Conference on Electromagnetic Processing of Materials "EPM 2009". – October 19-23, 2009. – Dresden, Germany. – P. 28-33.
3. Непрерывная разливка. Регулирование потока жидкой стали в кристаллизаторе с использованием сверхпроводящих магнитов // ОАО «Черметинформация». Новости черной металлургии за рубежом. – № 1. – 2003. – С. 41-44.
4. Control of nozzle erosion and slag entrapment in billet casting with electromagnetic stirring / E. Favre, S. Kunstreich, W. Courths ea. // 3rd European Conference on Continuous Casting. Madrid–Spain, October 20-23, 1998. – Madrid: 1998. – P.595-604.
5. Metallurgie des Strangiebens: Gießen und Erstarren von Stahl / Herausgeber Prof. K. Schwerdtfeger. – Düsseldorf: Stahl und Eisen, 1992. – 655 s.
6. Lipton J., Kurz W., Heinemann L. Modelling Columnar to Equiaxed Transition // J. Concast Technology News. V.22. No2. 1983. – P.4-6.
7. Бират Ж.-П., Шоне Ж. Электромагнитное перемешивание при непрерывной разливке заготовок, блюмов и слябов // Достижения в области непрерывной разливки стали. Тр. Международного конгресса. – М.: Металлургия, 1987. – С.98-116.
8. Tzavaras A.A. Solidification control by Electromagnetic Stirring-State of the art // Continuous Casting. Vol. 3. – Michigan: BookCrafters, 1984. – P.47-67.
9. Контроль качества при непрерывной разливке блюмов /М. Накатани, Т. Адачи, Ш. Кимия и др. // Чистая сталь. Сб. научн. тр. – М.: Металлургия, 1987. – С.271-285.
10. Hayakawa S., Shikai M., Kashima T. Improvement of center quality of continuous cast round bloom with soft reduction // 3rd European Conference on Continuous Casting. Madrid–Spain, October 20-23, 1998. – Madrid: 1998. – P.225-233.
11. Y. Ebisu, K. Sekine. Method and apparatus for continuous casting. US Patent 6,530,418. Date of Patent: March 11, 2003.
12. K. Hanazaki, H. Miura, K. Katogi. Present monitoring technology and equipment in continuous casting mold and a future view // The 5th International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials "EPM 2006". – October 23-27, 2006. – Sendai, Japan. – P. 94-97.
13. Sh. Fujino, Sh. Satou, Sh. Taniguchi et al. Magnetohydrodynamic calculation method for electromagnetic sensor // The 5th International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials "EPM 2006". – October 23-27, 2006. – Sendai, Japan. – P. 759-764.
14. Zuosheng Lei, Kang Deng, Qisheng Li, Zhongming Ren, Weixuan Li, Yunbo Zhong. Physical simulation on nozzle electromagnetic brake in twin-roll strip casting // The 5th International Symposium on

Electromagnetic Processing of Materials "EPM 2006". – October 23-27, 2006. – Sendai, Japan. – P. 89-93.

15. V. Bojarevics, Sh. Taniguchi, K. Pericleous. Droplet generation with modulated AC electromagnetic field at nozzle exit // The 5th International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials "EPM 2006". – October 23-27, 2006. – Sendai, Japan. – P. 259-264.
16. С.М. Хашеми, К. Швердтфегер. Электромагнитная боковая стенка при литье полосы ленточно-валковым способом // Магнитная гидродинамика. – 1996. – Т. 32, № 2. – С. 177-184.
17. К.Е. Блазек, Х.Г. Гербер, И.Г. Сауседо. Использование переменных магнитных полей для бокового удержания расплава при литье полосы // Магнитная гидродинамика. – 1996. – Т. 32, № 2. – С. 185-191.

References:

1. Eidem M., Hackle H., Collberg C. Application of electromagnetic stirring devices (EMS) and electromagnetic braking installations (EMBR) in steelmaking // Proceedings of the international conference "Ferrous metallurgy in Russia and CIS countries in the 21st century". - Volume 1. - Moscow: Metallurgy, 1994. - P. 231-238.
2. S.M. Lee, M.J. Cho. Application of Electromagnetic System in a Slab Continuous Casting Machine of POSCO // Proceedings of the 6th International Conference on Electromagnetic Processing of Materials "EPM 2009". – October 19-23, 2009. – Dresden, Germany. – P. 28-33.
3. Continuous casting. Regulation of the flow of liquid steel in the crystallizer using superconducting magnets // JSC Chermetinformatiya. News of ferrous metallurgy abroad. - No. 1. - 2003. - P. 41-44.
4. Control of nozzle erosion and slag entrapment in billet casting with electromagnetic stirring / E. Favre, S. Kunstreich, W. Courths ea. // 3rd European Conference on Continuous Casting. Madrid–Spain, October 20-23, 1998. – Madrid: 1998. – P.595-604.
5. Metallurgie des Strangießens: Gießen und Erstarren von Stahl / Herausgeber Prof. K. Schwerdtfeger. – Dusseldorf: Stahl und Eisen, 1992. – 655 s.
6. Lipton J., Kurz W., Heinemann L. Modelling Columnar to Equiaxed Transition // J. Concast Technology News. V.22. No2. 1983. – P.4-6.
7. Birat J.-P., Shone G. Electromagnetic mixing during continuous casting of blanks, blooms and slabs // Achievements in the field of continuous casting of steel. Tr. International Congress. - Moscow: Metallurgy, 1987. - P.98-116.
8. Tzavaras A.A. Solidification control by Electromagnetic Stirring-State of the art // Continuous Casting. Vol. 3. – Michigan: BookCrafters, 1984. – P.47-67.
9. Quality control in the continuous casting of blooms / M. Nakatani, T. Adachi, Sh. Kimiya, etc. // Pure steel. Sat. scientific. tr. - Moscow: Metallurgy, 1987. - P.271-285.
10. Hayakawa S., Shikai M., Kashima T. Improvement of center quality of continuous cast round bloom with soft reduction // 3rd European Conference on Continuous Casting. Madrid–Spain, October 20-23, 1998. – Madrid: 1998. – P.225-233.
11. Y. Ebisu, K. Sekine. Method and apparatus for continuous casting. US Patent 6,530,418. Date of Patent: March 11, 2003.
12. K. Hanazaki, H. Miura, K. Katogi. Present monitoring technology and equipment in continuous casting mold and a future view // The 5th International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials "EPM 2006". – October 23-27, 2006. – Sendai, Japan. – P. 94-97.
13. Sh. Fujino, Sh. Satou, Sh. Taniguchi et al. Magnetohydrodynamic calculation method for electromagnetic sensor // The 5th International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials "EPM 2006". – October 23-27, 2006. – Sendai, Japan. – P. 759-764.
14. Zuosheng Lei, Kang Deng, Qisheng Li, Zhongming Ren, Weixuan Li, Yunbo Zhong. Physical simulation on nozzle electromagnetic brake in twin-roll strip casting // The 5th International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials "EPM 2006". – October 23-27, 2006. – Sendai, Japan. – P. 89-93.
15. V. Bojarevics, Sh. Taniguchi, K. Pericleous. Droplet generation with modulated AC electromagnetic field at nozzle exit // The 5th International Symposium on Electromagnetic Processing of Materials "EPM 2006". – October 23-27, 2006. – Sendai, Japan. – P. 259-264.
16. CM. Hashemi, K. Sverdtfeger. Electromagnetic sidewall during strip casting by belt-roll method // Magnetic hydrodynamics. - 1996. - Vol. 32, No. 2. - P. 177-184.
17. K.E. Blazek, H.G. Gerber, I.G. Saucedo. The use of alternating magnetic fields for lateral confinement of a melt during strip casting // Magnetic hydrodynamics. - 1996. - T. 32, No. 2. - P. 185-191.

Стаття надійшла 4.05.2018р.

Рецензент: д.т.н., проф. Бойченко Б.М.

УДК 669.168

Мельник С.Г.

ВИРОБНИЦТВО КОНВЕРТЕРНОЇ СТАЛІ 08ГТ ДЛЯ ХІМІЧНИХ РЕАКТОРІВ ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ ПОЗАПІЧНОГО ВАКУУМУВАННЯ

Mel'nik S.G.

PRODUCTION OF BOF STEEL 08GT FOR CHEMICAL REACTORS WITH THE USE OF LADLE VACUUM

Анотація. Наведені результати досліджень при розробці технології виробництва конвертерної сталі для хімічних реакторів. На прикладі сталі 08ГТ показано поліпшення якісних характеристик металу, покращено якість поверхні листового прокату, знижена кількість неметалічних включень (НВ).

Для поліпшення якості металопродукції сталь виплавляли в конверторі з подальшою поліреагентною позапічною обробкою, що включала вакуумування на порційному вакууматорі УПВС – 350, мікролегування феротитаном FeTi, рафінування твердою шлакоутворюючою сумішшю ТШС (CaO + CaF₂ + Al), обробку нейтральним газом - аргоном. Сталь розливали на машині безперервного лиття заготовок МБЛЗ.

Встановлено зниження вмісту водню в сталі до 40 %, кисню – до 50%, і НВ приблизно в 2 рази. Результати макро – та мікроконтролю підтверджують істотне поліпшення структури сталі 08ГТ, виплавленої за запропонованою технологією. Спостерігається практично повна відсутність осьової неоднорідності, структура металу більш суцільна і щільна.

Отримані значення характеристик міцності – межі плинності σ_T , тимчасового опору σ_B значно перевищують відповідні вимоги технічних умов. Істотно поліпшені і пластичні властивості сталі – відносне подовження δ_5 , ударна в'язкість α_H , частка волокнистої складової в зламі DWTT.

Ключові слова: сталь, хімічний реактор, конвертер, позапічна обробка, безперервна розливка, неметалеві включення, водень, макро - і мікроструктура, міцнісні властивості, пластичні властивості.

Annotation. The results of research in the development of technology for the production of converter steel for chemical reactors are presented. For example of steel 08GT shows the improvement of the quality characteristics of the metal, improved surface quality of the sheet metal, reduced the number of non-metallic inclusions.

To improve the quality of steel the metal was melted in converter with subsequent polyreagent ladle treatment, comprising a vacuum on the portion vacuum vessel, the microalloying with ferrotitanium FeTi, refining of solid slag-forming mixture (CaO + CaF₂ + Al), the blowing of inert gas - argon. Steel was pouring at continuous casting machine billet CCM.

The reduction of hydrogen is content in steel up to 40 %, oxygen-up to 50%, and non-metallic inclusions about 2 times. The results of macro-and microcontrol confirm a significant improvement in the structure of steel 08GT, smelted by the proposed technology. There is almost complete absence of axial discontinuity, the metal structure is more homogeneous and dense. Improved plastic properties of steel. The values of strength characteristics significantly exceeding the corresponding requirements of technical conditions was obtain.

Химические реакторы предназначены и используются в химической, нефтехимической, медицинской, микробиологической, пищевой промышленности и в других смежных производствах для получения и хранения кислот, щелочей, нефтепродуктов, медицинских лекарственных препаратов, пищевых продуктов, алкоголя и др. [1–3]. Фотографии некоторых вариантов емкостных химических реакторов, приведенные в интернетсайтах, представлены на рис. 1.

Такие важные элементы оборудования реакторов, как корпуса, изготавливают из металлов, стекла и полимерных материалов. Для металлических корпусов химических реакторов применяют нержавеющую сталь, а также сталь углеродистых и низколегированных марок. В ряде случаев, в химических реакторах, предназначенных для производства активных веществ, таких как кислоты, для устранения

нежелательного прямого контакта кислоты с металлом внутреннюю поверхность металлических корпусов покрывают эмалью. Применяемая технология эмалирования стали предусматривает полное отсутствие поверхностных дефектов на эмалируемой поверхности.

Наличие дефектов на поверхности листового проката, из которого формируют крупногабаритные корпуса химических реакторов, приводит к образованию дефекта эмали, называемого «рыбьей чешуей». Просачивание активной жидкости через дефект эмали приводит к контакту с металлом и создает вероятность аварийной ситуации. Поэтому для обеспечения требуемых служебных свойств химических реакторов необходим металл не только с достаточно хорошими механическими и пластичными свойствами, но и с бездефектной поверхностью прокатанной листовой заготовки.



Рис. 1. Емкостные химические реакторы

Традиционно для изготовления химических реакторов на некоторых предприятиях Химмаша применялась сталь марок 08сп и 08Т по ТУ14-1-3172, которую выплавляли в мартеновских печах на металлургических предприятиях. Существенным недостатком стали было повышенное наличие поверхностных дефектов на

заготовках. Под руководством П.С. Школяра в НИИ «Химмаш» (г. Полтава) и на предприятиях Химмаша была разработана и предложена для производства химических реакторов сталь марки 08ГТ (ТУ 14-1-2813). Химический состав этой стали приведен в таблице 1.

Таблица 1.
Химический состав стали 08ГТ (ТУ 14-1-2813)

Сталь	Содержание элементов, мас %																	
	C	Si	Mn	Al	Ti	S	P	Cr	Ni	Cu	N ₂	As						
08ГТ	Н.б. 0,10	0,15- 0,35	1,10- 1,50	0,015- 0,045	0,05- 0,12	Не более						0,035	0,035	0,10	0,25	0,25	0,008	0,08

Технология производства этой стали в большегрузных 350 – тонных конвертерах с получением листового проката на стане «3600» была разработана на МК «Азовсталь» (г. Мариуполь) с участием сотрудников НИИ «Химмаша».

По этой технологии выплавку углеродистого полупродукта производили в 350-тонном конвертере из передельного чугуна и металлолома продувкой технически чистым кислородом через 5 – сопловую водоохлаждаемую фурму. Науглероживание, раскисление и легирование металла производили в ковше емкостью 350-т присадкой расчетных количеств SiMn, FeSi, термоантрацита, Al и, при необходимости, других материалов в соответствии с заданным химическим составом.

В предположении, что на образование поверхностных дефектов проката в виде плен и трещин значительное влияние оказывают вредные примеси в стали и наличие сверхравновесного содержания газов, в особенности водорода и кислорода, было принято решение особое внимание при разработке технологии обратить на внепечную обработку стали. При этом учитывали особенность применяемой продувки металла в конвертере по схеме «с передувом», которая приводила к повышенному сверхравновесному содержанию газов в металле. Сталь в ковше обрабатывали

нейтральным газом – аргоном с целью усреднения температуры и химического состава, рафинировали твердой шлакообразующей смесью (ТШС) из извести CaO, плавикового шпата (CaF₂) и алюминия Al по действующей технологии.

Из опыта производства низкоуглеродистых сталей, предназначенных для глубокой вытяжки, известно, что большую роль в получении качественной поверхности листа после прокатки имеет снижение в металле содержания газов и неметаллических включений (НВ). С целью уменьшения количества поверхностных дефектов листов была предложена технология выплавки сталей для химических реакторов с применением их ковшевого вакуумирования.

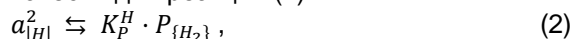
Реакция удаления / растворения водорода в жидкой стали происходит в соответствии с уравнением



где $[H]$ – содержание водорода в стали, %,

$\{H_2\}$ – содержание водорода в газовой фазе.

С учетом закона Сиверта и константы равновесия для реакции (1)



где $a_{[H]}$ – активность водорода в жидкой стали;

K_P^H – константа равновесия реакции (1);

$P_{\{H_2\}}$ – парциальное давление водорода в газовой фазе.

В соответствии с принципом Ле – Шателье при удалении водорода из газовой фазы процесс удаления водорода из стали, описываемый реакцией (1), будет идти в направлении перехода водорода в газовую фазу из металла. Практически удаление водорода из газовой фазы можно осуществить продувкой нейтральными газами или вакуумированием, которое обеспечивает более эффективный результат. Для разбавленного раствора водорода в железе закон Генри справедлив при любых концентрациях и при температуре 1600 °С растворимость водорода в жидком железе может быть определена, как

$$[\%H] = 0,0027 \sqrt{P_{\{H_2\}}}, \quad (3)$$

где $[\%H]$ - содержание водорода в металле, мас. %; $P_{\{H_2\}}$ – парциальное давление водорода в газовой фазе, атм [4].

Активность водорода в стали $a_{[H]}$, отражающая наличие свободного водорода в металлическом расплаве, связана с концентрацией в нем водорода $[H]$ следующим образом:

$$a_{[H]} = f_H \cdot [H], \quad (4)$$

где f_H - коэффициент активности водорода.

С учетом [5, 6] массовую долю водорода в стали можно определить по формуле:

$$[H] = \frac{K_H \cdot \sqrt{\frac{P_{\{H_2O\}}^{исх}}{1 + K_O \cdot \alpha_{[O]}}}}{f_{[H]}}, \quad (5)$$

где K_H – константа равновесия реакции растворения водорода в стали; K_O – константа равновесия реакции взаимодействия водорода с кислородом, растворенным в металле; $P_{\{H_2O\}}^{исх}$ – исходное парциальное давление водяного пара в газовой фазе, атм; $\alpha_{[O]}$ – активность кислорода в стали; $f_{[H]}$ – коэффициент активности водорода в металле.

Снижение содержания водорода в стали $[H]$ будет приводить к уменьшению свободного, или сверхравновесного, водорода.

Подобные рассуждения могут быть приведены и в отношении свободного, или сверхравновесного по отношению к реакции обезуглероживания, кислорода. Уменьшение содержания сверхравновесного кислорода, в свою очередь, будет способствовать понижению расходов раскислителя, легирующих, микролегирующих материалов и модификаторов при ковшевой обработке.

Продувка металла инертным газом, например аргоном, приводит к снижению парциальных давлений газов в газовой фазе – водорода,

кислорода, азота, оксида углерода и др, $P_{\{H_2\}}$;

$P_{\{O_2\}}$, $P_{\{N_2\}}$; $P_{\{CO\}}$ и др, соответственно, что инициирует процесс дегазации металла, а также

увеличивает реакционную межфазную поверхность и создаёт условия для дополнительной дегазации.

С учетом этого, с целью улучшения качества поверхности стали для химических реакторов была предложена технология производства стали улучшенного качества, включающая полиреагентную внепечную обработку металла.

Исходя из поставленных задач, удаление газов и неметаллических включений стали 08ГТ осуществляли путем вакуумирования на установке порционного вакуумирования стали УПВС-350 [7]. Основные технологические параметры процесса вакуумирования двух опытных плавов № 1 и № 2 были следующими. На плавке № 1 было достигнуто разрежение в вакуумной камере 1 мм рт. ст.(134 Па), на плавке № 2 – 0,9 мм рт. ст., количество циклов вакуумирования было, соответственно, 40 и 25, температура после вакуумирования составляла 1570 и 1570 °С, в промежуточном ковше МНЛЗ – 1530 и 1540 °С. При массе порции металла в вакуумной камере не менее 30 т и числе циклов вакуумирования 25 и более коэффициент циркуляции составлял не менее 2,5.

Особенность раскисления при выплавке стали 08ГТ состояла в том, что меньшую часть алюминия присаживали в металл в сталеразливочном ковше во время выпуска из конвертера, осуществляя предварительное раскисление стали, а остальное количество алюминия отдавали в процессе вакуумирования на УПВС-350 с учетом изменения коэффициента усвоения алюминия, Алюминий в виде гранул при вакуумировании присаживали механизированным способом без разгерметизации системы. Эта технология обеспечивала более эффективную эвакуацию газов за счет значительно большего количества свободного активного кислорода в стали перед вакуумированием в результате частичного раскисления в процессе выпуска из конвертера. По этой технологии общий расход алюминия снижался более чем в 2 раза. Планируемое применение раскисления стали введением алюминиевой катанки с помощью трайб-аппарата позволит улучшить этот показатель за счет увеличения коэффициента усвоения алюминия [8, 9].

По завершении вакуумирования сталеразливочный ковш со сталью передавали на одну из установок доводки металла (УДМ), где осуществляли доводку стали по ее температуре и химическому составу по действующей технологии перед разливкой на МНЛЗ. На УДМ осуществляли и микролегирование стали титаном, присаживая в ковш во время продувки нейтральным газом феротитан. После окончательной внепечной обработки стали на УДМ по действующей технологи, включающей продувку стали нейтральным газом, корректировку температуры и химического состав, ее микролегирование,

сталеразливочный ковш передавали в отделение разливки стали и устанавливали на поворотный стэнд МНЛЗ. Разливку стали осуществляли по действующей технологии на МНЛЗ криволинейного типа методом «плавка на плавку» [10]. Обе плавки стали 08ГТ разливали с защитой струи металла от вторичного окисления.

После разливки непрерывнолитые заготовки стали передавали на прокатный стан «3600», где прокатывали на листы толщиной $h=10$ мм. По результатам исследования качества стали для химических реакторов установлено, что при внепечной обработке металла, включающей вакуумирование, из стали удаляется до 40 % водорода, до 50 % кислорода и, примерно вдвое

снижается содержание неметаллических включений в стали.

Влияние технологических параметров процесса вакуумирования на поведение НВ исследовали на металле двух опытных плавки стали 08ГТ № 1 и № 2. Для этого от листов толщиной 10 мм отобрали 17 проб, на которых был выполнен контрольный химический анализ, проведены исследования макро- и микроструктуры. Результаты контрольного химического анализа исследуемой стали 08ГТ полностью соответствовал требованиям технических условий ТУ 14-1-2813 (Таблица 2).

Таблица 2

Контрольный химический состав стали 08ГТ после вакуумирования

№ плавки, марка стали	Толщина проката, мм	Химический состав стали, %								
		C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	Ti
№1 08ГТ	10	0,06	1,20	0,31	0,023	0,020	0,04	0,04	0,07	0,058
№2 08ГТ	10	0,04	1,25	0,34	0,027	0,025	0,04	0,06	0,07	0,060

Макроструктуру стали 08ГТ изучали на поперечных темплетах снятием отпечатков по Бауману и после глубокого травления 50% водным раствором HCl. Серные отпечатки по Бауману показывают в целом равномерное распределение серы, на некоторых участках отмечается повышение содержания серы в осевой

зоне листа. В стали 08ГТ плавки № 1 в контрольном химическом анализе проб содержание серы составляло 0,024 и фосфора 0,020 %, тогда как в стали № 2 меньше, соответственно 0,027 и 0,025 %. Макроструктура после травления представлена на рис. 1 и 2.



Рис.1. Макроструктура листа стали 08ГТ после травления (плавка № 1, $h = 10$ мм, количество циклов вакуумирования - 40)

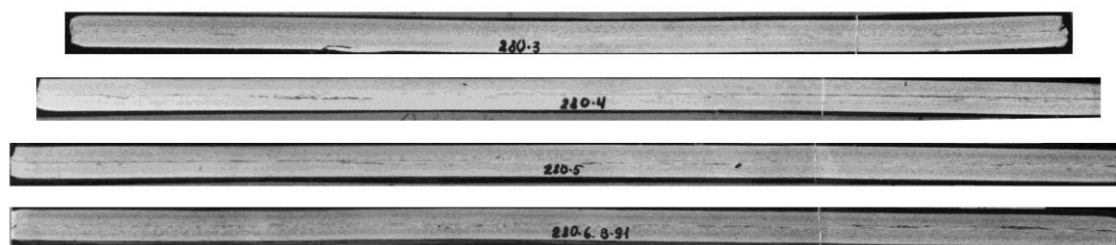


Рис.2. Макроструктура листа стали 08ГТ после травления (плавка № 2, $h = 10$ мм, количество циклов вакуумирования - 25)

С двух сторон каждого темплета на расстоянии около 200 мм от необрезной кромки листа металл имеет достаточно плотное строение. В осевой зоне, где обычно концентрируются ликваты,

наблюдаются прерывистые полосы повышенной травимости. На плавке стали 08ГТ № 1 почти в 1,5 раза лучше организована эвакуация газов, в том числе водорода, из расплава, так как количество

циклов вакуумирования 40 на этой плавке больше 25 циклов вакуумирования стали плавки № 2. Эти два улучшения важных технологических факторов производства стали 08ГТ оказали существенное влияние на макроструктуру листового проката. Так, осевая зона листа стали 08ГТ плавки № 1 характеризуется практически полным отсутствием осевой несплошности и имеет более однородную и плотную структуру, чем осевая зона листа стали 08ГТ плавки № 2.

Микроструктуру стали 08ГТ изучали на шлифах, подготовленных из проб листового проката. Оценку НВ производили в соответствии с требованиями ГОСТа 1778 на нетравленной поверхности шлифов под микроскопом „Неофот” с увеличением в 100 раз с последующим сравнением с эталонными

шкалами. Структуру металла определяли травлением шлифов в

4 % спиртовом растворе азотной кислоты. Величину действительного зерна металла определяли в соответствии с требованиями ГОСТа 5639. Структура исследованного металла феррито-перлитная с величиной действительного зерна № 8 и № 9 на стали 08ГТ плавки № 1 и № 7 и № 8 – для плавки № 2. Исследования показывают, что металл стали 08ГТ плавки № 1 имеет более плотную и однородную структуру, чем металл плавки 2, что объясняется организацией более эффективного вакуумирования. В табл. 3 представлены выявленные в листах стали 08ГТ неметаллические включения: сульфиды, оксиды, хрупкие разрушенные силикаты, нитриды титана.

Таблица 3

Неметаллические включения в листе вакуумированной стали 08ГТ

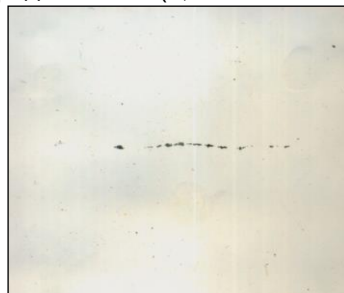
№ плавки	Неметаллические включения по ГОСТ 1778			
	Сульфиды	Оксиды	Силикаты хрупкие	Нитриды титана
№ 1	1,0	0,5	0,5	0,5
	1,0	0,5	3,0	0,5
	1,0	0,5	1,0	0,5
№ 2	1,0	0,5	0,5	0,5
	1,0	0,5	0,5	0,5
	1,0	1,0	3,0	0,5

Силикаты 5-го и 3-го балла, обнаруженные в листе вакуумированной стали марки 08ГТ пл. № 1, приведены на фотографиях рис. 3 с увеличением в 100 раз. На рис. 4 показаны нитриды титана (0,5

балла), выявленные в листе вакуумированной стали 08ГТ той же плавки с увеличением в 100 раз.



x100 а)



x100 б)



x100

Рис. 3. Силикаты 5-го (а) и 3-го (б) балла, обнаруженные в вакуумированной стали 08ГТ

Рис. 4. Нитриды титана (0,5 балла) в листе вакуумированной стали 08ГТ

Механические свойства стали 08ГТ определяли в лабораториях комбината на оборудовании и по методикам, сертифицированным авторитетными международными классификационными обществами, что подтверждает достоверность полученных результатов. Прочностные и пластичные свойства вакуумированной стали 08ГТ представлены в таблице 4.

Из данных, приведенных в таблице 4, видно, что и прочностные (σ_B, σ_T) и пластичные ($a_H, DWTT, \text{холодный загиб}$) свойства соответствуют требованиям нормативной документации на эту сталь. Отмечается значительное превышение по отношению к требованиям технических условий как прочностных, так и пластичных свойств.

Таблиця 4
Результаты механических характеристик стали 08ГТ

№ плавки, марка стали	Толщина листа	Направление прокатки	Механические свойства при растяжении			Холодный загиб
			Предел текучести σ_T , Н/мм ²	Временное сопротивление σ_B , Н/мм ²	Относительное удлинение δ_5 , %	
№ 1, 08ГТ	10	Поперечн.	373	481	30,0	Удовл.
			368	481	28,0	
		Продольн.	358	471	34,0	
			353	476	36,0	
№ 2 08ГТ	10	Поперечн.	363	476	30,0	Удовл.
			363	476	33,0	
		Продольн.	363	471	33,0	
			353	471	32,0	
ТУ 14 2813 – 1			не менее			
			245 343 21,0			

№ плавки, марка стали	Толщина листа	Направление прокатки	Ударная вязкость α_H , Дж/см ²					Процент волокнистой составляющей в изломе, DWTT, %				
			+20	0	-20	-40	-60	+20	0	-20	-40	-60
№ 1, 08ГТ	10	Тип I	259	258	249	221	179	100	100	100	60	35
			224	265	219	226	235	100	100	100	55	40
		Продольн.	247	255	284	233	214	100	100	100	55	35
№ 1, 08ГТ	10	Тип II	198	160	222	195	181	100	100	100	90	55
			176	193	177	216	155	100	100	95	90	25
		Продольн.	-	181	267	218	14	100	100	95	80	25
№ 1, 08ГТ	10	Тип I	138	120	135	112	7,0	100	100	100	70	30
			113	124	122	110	8,0	100	100	100	75	20
		Попереч.	124	141	109	116	-	100	100	100	60	25
№ 1, 08ГТ	10	Тип II	78	80	73	63	26	100	100	100	95	45
			70	71	77	72	18	100	100	100	90	30
		Продольн.	72	78	103	64	23	100	100	95	80	30
№ 2, 08ГТ	10	Тип I	132	95	147	77	64	100	95	50	30	15
			132	102	153	91	69	100	90	40	25	15
		Попереч.	136	88	129	73	55	100	80	35	20	15
№ 2, 08ГТ	10	Тип II	79	45	92	33	27	100	100	35	35	15
			82	43	84	29	31	100	95	35	30	10
		Продольн.	77	46	90	33	25	100	95	25	30	10
№ 2, 08ГТ	10	Тип I	21	233	269	220	189	100	100	100	100	95
			220	230	250	272	218	100	100	100	95	90
		Продольн.	226	232	249	237	242	100	100	100	85	90
№ 2, 08ГТ	10	Тип II	183	200	218	181	175	100	100	100	90	90
			210	89	279	94	187	100	100	100	90	90
		Продольн.	208	95	224	172	60	100	100	100	30	15
ТУ 14-1-2813 Ст.08ГТ			Не менее 30									

Применение технологии выплавки стали в существенно повысить качество листового большегрузных 350 – тонных конвертерах, проката стали для эмалированных химических использование современных методов ковшевой реакторов и, в первую очередь, поверхности обработки, включающей вакуумирование стали, и заготовок, предназначенных для эмалирования. последующей разливки на МНЛЗ позволило

Библиографический список

1. Pierre Trambouze, Jean – Paul Euzen. Chemical reactors from design to Optimization / Editions technip. Paris, 2004, 669 p.

2. Воронцов К.Б. Химические реакторы. – М.: Эдитус, 2017. - 80 с.
3. Ф. А. Холланд, Ф. С. Чапман. Химические реакторы и смесители для жидкофазных процессов / Пер. с англ. – Москва.: Химия, 1974. - 208 с.(F.A. Holland and F.S. Chapman, Liquid Mixing and Processing in Stirred Tanks. New York,).
4. Жуховицкий А.А., Шварцман Л.А. Физическая химия. – М.: Металлургия, 1976. – 544 с.
5. Казачков Е.А. Расчеты по теории металлургических процессов. – М.: Металлургия, 1988. – 288 с.
6. Мельник С.Г., Носоченко О.В., Быков Е.И. Воздействие технологических факторов на насыщение металла водородом в сталеразливочном ковше при внепечном рафинировании и модифицировании стали / Hydrogen Economy and Hydrogen Treatment of Materials / Proceedings of the? - Fifth International Conference «НТМ – 2007». – Vol. 2. – Donetsk – 2007.
7. Мельник С.Г., Харахулах В.С., Носоченко О.В. Опыт вакуумирования конвертерной стали на порционном вакууматоре УПВС-350 / Материалы н.-т. конф. «Электросталь-97». - Днепропетровск, 1997. – С. 41-42.
8. Zhang I., Thomas B. State of the Art in Evaluation and Control of Steel Cleanliness /ISU Int., 2003. – V. 43. – N. 3. – P. 271 – 291.
9. Тарасевич Н.И., Мельник С.Г., Якобше Р.Я. и др. / Технология производства конвертерной стали с полиреагентным рафинированием. – Киев. – Информлитъе, 2010. – 350 с.
10. Mel'nik S.G., Nosochenko O.V., Lepikhov L.S. and the others. Reducing the content of nonmetallic inclusions in steel for plates / Metallurgist. - 2003. - Vol.47. N.7-8. - p.315-317.

Стаття надійшла 15.05.2018р.

Рецензент: д.т.н., проф. Камкіна Л.В.

УДК 669.162.267

Сігарьов Є.М., Кочмола Д.С., Чубін К.І.

ВПЛИВ ПОКРИВНОГО ШЛАКУ НА ПЕРЕБІГ КОВШОВОЇ ДЕСУЛЬФУРАЦІЇ ЧАВУНУ

Sigarev E.N., Kochmola D.S., Chubin. K.I.

INFLUENCE SURFACE SLAG ON PERCOLATION REACTIONS LADLE DESULFURATION CAST IRON

Ефективність процесу ковшової десульфурзації переробного чавуну визначається, в основному, питомими витратами реагентів, ступенем десульфурзації та втратами заліза із корольками. Присутній на поверхні розплаву покривний шлак суттєво впливає на кінцеві показники операції видалення сірки з чавуну. Доцільним є використання Al у якості присадки до чавуну перед десульфурцією для підтримання рідкорухомості покривного шлаку та підвищення ефективності використання магнію.

Ключові слова: ДЕСУЛЬФУРАЦІЯ, ПОКРИВНИЙ ШЛАК, ЗАГЛИБНА ФУРМА, МАГНІЙ, СІРКА, ІНЖЕКЦІЯ, ЧАВУН, КІВШ.

The efficiency the process ladle desulphurisation of pig iron is determined mainly by the unit costs of the reagents, the degree of desulfurization and the losses of iron with the cores. The slag present on the surface the melt significantly affects the final parameters the operation removing sulfur from the cast iron. It is expedient to use Al as an additive in cast iron before desulfurization to maintain slag liquidity and to increase the efficiency of magnesium use.

Key words: desulfurization, slag, lance, magnesium, sulfur, injection, cast iron, mathematical model.

Key words. DESULFURIZATION, SLAG, SUBMERGED LANCE, MAGNESIUM, SULFUR, INJECTION, CAST IRON, LADLE.

Вступ. Ефективність процесу ковшової десульфурзації переробного чавуну визначається, в основному, питомими витратами реагентів, ступенем десульфурзації та втратами заліза із корольками у покривному шлаку, який скачують після обробки з поверхні розплаву. За коінжекційною технологією вдуванням суміші порошкоподібного вапна та магнію забезпечується видалення сірки з чавуну та утримання сульфідів у об'ємі покривного шлаку за умов достатньої товщини шару останнього. За даними [1], вже при товщині покривного шлаку у 90 мм (у 100 - тонному ковші), увесь обсяг сульфідів, що виносяться з ванни, поглинається шлаком. При недостатній кількості шлаку (20-40 мм) цей показник зменшується до 40-70 %, а при 10 мм – майже увесь обсяг з'єднань сірки виноситься з ковшу у атмосферу.

Присутній на поверхні розплаву покривний шлак суттєво впливає на кінцеві показники операції видалення сірки з чавуну. За умов відсутності або мінімізації розмірів відкритої зони на поверхні ванни (так званого «ока»), на границі «метал-шлак» та у об'ємі шлаку отримують розвиток масообмінні процеси між $MgS_{тв}$ та CaO із утворенням більш стійкого сульфиду кальцію. При недостатній товщині покривного шлаку можливим є розширення площі «ока» з винесенням за межі ковшу переважної частини сульфідів із газопиловим потоком. Ускладнення з надходженням кисню атмосфери до поверхні металевого розплаву зазвичай забезпечують використанням захисних кришок на ковші, у тому

числі зі створенням захисної атмосфери під кришкою за рахунок вдування газоподібного азоту [2]. В той же час, переважна більшість технологічних варіантів ківшової десульфурзації передбачає використання ковшів з відкритою поверхнею ванни під час вдування реагентів-десульфураторів. Таким чином, на перебіг процесів десульфурзації та ресульфурзації розплаву безпосередній вплив має площа «ока», характеристики покривного шлаку [3] та потужність перемішування ванни газовими або газопорошковими струменями [4, 5].

Постановка завдань. Присутності у покривному шлаку не менш ніж 20% CaO, за даними [6] достатньо для зв'язування спливаючих до поверхні ванни сульфідів магнію. В той же час, кінцеві показники десульфурзації суттєво залежать від зміни складу шлаку по ходу обробки зі зміщенням співвідношення між $CaO-SiO_2-Al_2O_3$ у напрямку до зон в яких шлаки більш чутливі до CaS.

Відомо, також [7], що окремі компоненти шлаку можуть сприяти підвищенню кінцевих показників десульфурзації за рахунок ефекту «вимивання» утворених в результаті перебігу реакцій часток $MgS_{тв}$ з рідкого металу до покривного шлаку. До таких можна віднести (Al_2O_3) – внаслідок утворення рідких шлакоподібних систем типу ($xCaO-SiO_2-Al_2O_3-MgO$) та винесення сульфідів з цими рідкими фазами. Окрім того, підвищення у шлаку вмісту Al_2O_3 з 5 % до 8 % призводить до зниження в'язкості останнього з 9 до 5 пз при $1500^{\circ}C$ та з 15 до 6 пз – при $1450^{\circ}C$ відповідно, що

Сігарьов Євген Миколайович – д.т.н., проф. зав. кафедри ДДТУ м.Кам'янське,
Кочмола Дмитро Сергійович - аспірант ДДТУ
Чубін Костянтин Іванович –к.т.н., доц. ДДТУ.

сприяє підвищенню рідкорухомості покривного шлаку із зменшенням вмісту корольків заліза в останньому.

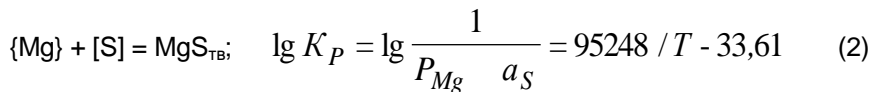
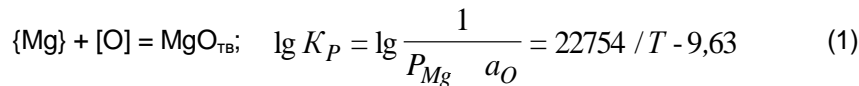
Наведені обставини набувають особливого змісту з точки зору пошуку шляхів подальшого зменшення питомих витрат десульфураторів, у тому числі для формування шлакового покриву із заданими властивостями, зменшення втрат заліза з корольками при скачуванні шлаку після десульфурації, а також врахування зміни поверхневого натягу та в'язкості останнього при підвищенні вмісту CaO та MgO по ходу операції. Дослідженням впливу шлакового покриву на поверхні ванни на параметри «ока» у ковші присвячена робота [8].

Мета дослідження. Аналіз доцільності використання Al у якості присадки до чавуну перед десульфурацією для підтримання рідкорухомості покривного шлаку та підвищення ефективності

використання магнію. Визначення впливу товщини шлакового покриву на поверхні ковшової ванни на параметри відкритої зони («ока») у ковші в умовах інтенсифікації вдування реагентів у ванну з використанням обертової заглибної фурми.

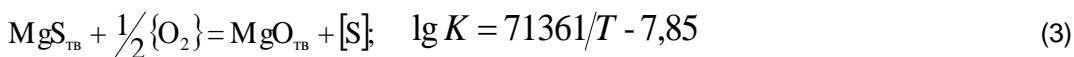
Результати досліджень. В умовах вдування у потоці азоту порошкоподібної суміші на основі вапна та магнію [9] вглиб розплаву переробного чавуну у ковші у поверхні пузирів магнію або його суміші із газом-носієм активність кисню (a_O) наближена до рівноважної із паром магнію. У цій області створюються умови, які відрізняються від більшої частини ковшової ванни.

В той же час, термодинамічно дозволена ($\Delta G^0 = -32,678$ кДж/моль та $\Delta G^0 = -129,44$ кДж/моль при $T_c = 1623K$ для реакцій (1) та (2) відповідно) можливість протікання реакцій

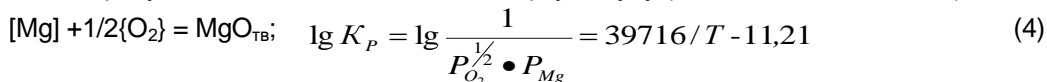


ще не є достатньою умовою для завершення десульфурації розплаву чавуну. (Розрахунки термодинамічних величин у чинній роботі проводили для $T_c = 1623K$).

При видаленні $MgS_{тв}$ на поверхні пузирів (рис. 1), які спливають до границі «шлак-метал», або руйнуються на границі «метал-атмосфера» можливим є утворення термодинамічно більш стійких ($\Delta G^0 = -268,15$ кДж/моль) оксидів магнію



у тому числі за рахунок магнію, незасвоєного на сірку чавуну ($\Delta G^0 = -98,60$ кДж/моль).



Як вважають автори роботи [10], підвищити ступінь використання магнію на сірку можливо за рахунок вводу у ванну алюмінію (0,2-0,3 кг/т

чавуну). Такий прийом повинен позитивно вплинути на перебіг десульфурації у відповідності з прийнятою у чинній роботі схемою (рис. 1, б).

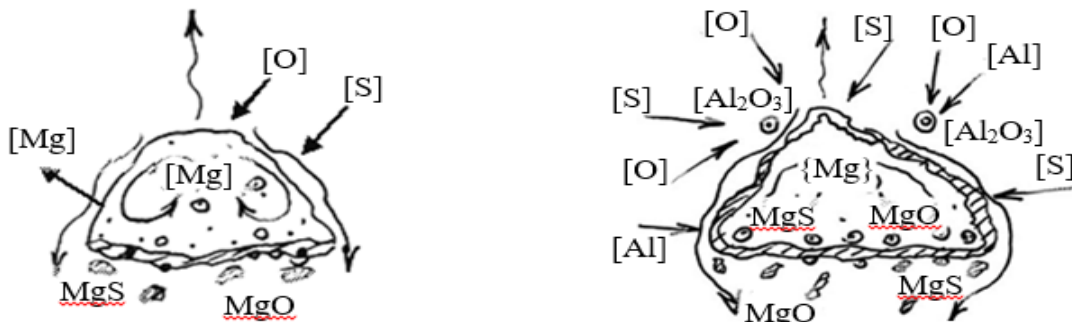


Рис. 1 Схема формування та переміщення до кормової частини пузиря плівок оксидів та сульфидів магнію без (а) та за умов присутності у розплаві розчиненого алюмінію (б)

Продукти взаємодії реагентів за реакціями (1-4), у вигляді плівок $MgS_{тв}$ та $MgO_{тв}$ накопичується на поверхні спливаючих пузирів. Гідродинамічні

умови у ванні при глибинному вдуванні газопорошкової суміші допускають руйнування плівок $MgS_{тв}$ та $MgO_{тв}$ при пульсаціях та інших

нестабільностях поверхні пазирів по ходу його підйому до границі «шлак-метал». Частки MgS_{TB} та MgO_{TB} переміщуються потоками розплаву до кормової частини пазирів, а лобова його поверхня стає геометрично рівнодосяжною для реакцій (1, 2) (рис. 1, а). За таких обставин попереднє

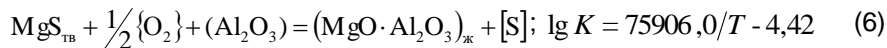
присадження алюмінію у ванну [10] є обґрунтованим заходом.

Після перетинання границі «шлак-метал», при коінжекції CaO з Mg , перехід сірки у об'ємі покривного шлаку від MgS_{TB} до CaS_{TB} відбувається за



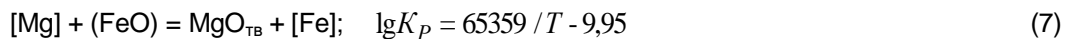
Для реакції (5) $\Delta G^0 = -87,59$ кДж/моль.

З іншого боку, при накопиченні у покривному шлаку (Al_2O_3), на границі «шлак-метал» можливим є розвиток реакції

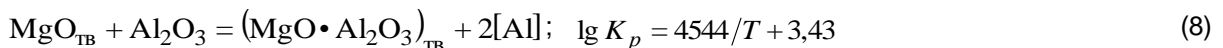


утворення шпінелі з небезпекою розвитку десульфурзації, особливо при відсутності активного CaO . Так, величина зміни енергії Гіббса при для реакції (6) складає - 314,42 кДж/моль, що менше, ніж для реакції (7) ($\Delta G^0 = -268,15$ кДж/моль), а тим більше для реакції (5) відповідно. Наведені особливості, напевно, слід приймати до уваги при визначенні шляхів подальшого удосконалення коінжекційної технології десульфурзації чавуну.

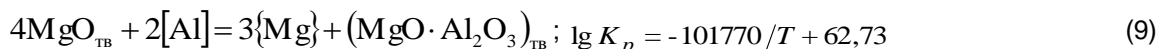
Інтенсивне барботування розплаву спливаючими газовими пазирями забезпечує стале оновлення поверхні розділу «шлак-метал». При розкритті пазирів, які несуть MgS_{TB} , у верхніх горизонтах покривного шлаку збагачення останнього (MgO), стає можливим, у тому числі за рахунок взаємодії незасвоєного ванною магнію з оксидами заліза шлаку



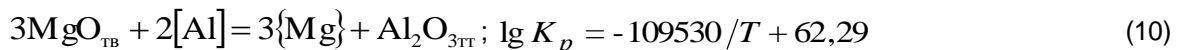
Необхідно особо відмітити, що у замкнутій системі Al_2O_3 може активно вступати у взаємодію з MgO_{TB}



обмежуючі можливості відновлення магнію розчиненим алюмінієм. Такий процес термодинамічно дозволений при температурах вище 1622K за реакцією

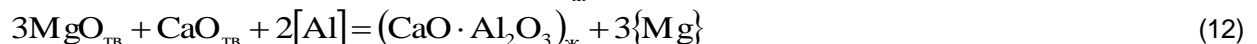
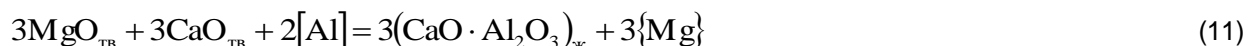


та вище 1758K за реакцією



відповідно.

У той же час, при наявності у системі CaO_{TB} , розчинений алюміній у першу чергу утворює алюмінати кальцію



що забезпечує необхідну для перебігу масообмінних процесів (3, 5, 7) та попередження розвитку «ока» рідкорухомість покривного шлаку. Температура початку самовільного перебігу реакцій (11 та 12) 1650K та 1680K відповідно.

Окрім того, при утворенні «ока» на поверхні ванни розширюється значення впливу атмосферного кисню (реакції 3, 4, 7, 16, 17) (рис. 2).

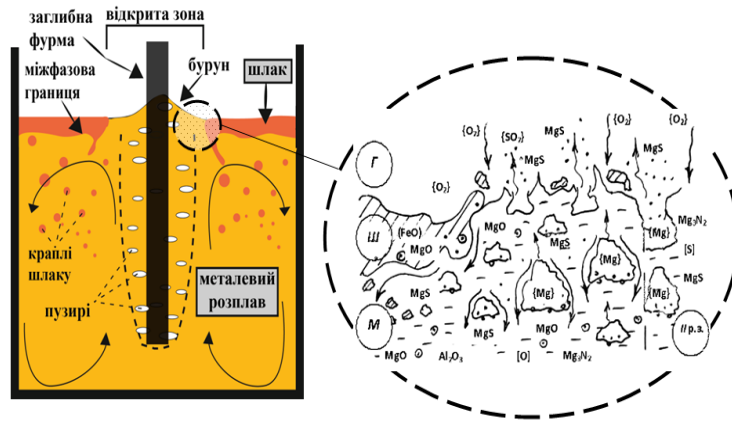


Рис. 2 Схеми утворення «ока» на границі «шлак-метал» при інжекції реагентів у потоці газу-носію через сопла заглибної фурми вглиб ванни у ковші у межах I р.з. та II р.з., у верхніх горизонтах ванни та на границях «метал (М) – шлак (Ш)», «метал (М) – атмосфера (Г)»

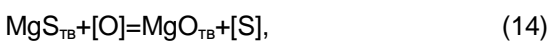
Розрахунки парціального тиску кисню на границі «шлак-метал» на вміст сірки у чавуні визначений із використанням виразу [11]

$$[ppmS]_S = 10^{4-0,11[\%C]} \cdot P_{O_2,S}^{1/2} \cdot \exp\left(\frac{326480-35,94T}{8,314T}\right) \quad (13)$$

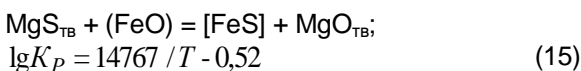
доводять обернено пропорційний вплив температури на вміст сірки у розплаві.

Таким чином, перебіг та сумарні результати ковшової десульфурзації визначаються кінетичними та термодинамічними обмеженнями:

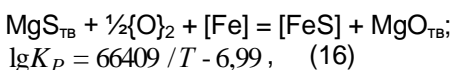
- утворенням сульфідів магнію (2) та винесення їх спливаючими пузирями до шлаку та у газову фазу (рис. 1);
- витратою частини незасвоєного на сірку магнію на границі «шлак-метал» (7);
- взаємодією сульфідів магнію на шляху спливання у металі з розчиненим киснем



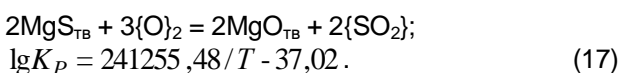
на границі «шлак-метал» - з оксидами заліза (рис. 2)



та киснем оточуючого середовища (рис. 2)



а за відсутності, або недостатній кількості рідкорухомого покривного шлаку, на границі «метал-атмосфера» (рис. 2) за реакцією



З точки зору накопичення та утримання у покривному шлаку сульфідів можливим є як зворотній перехід сірки у метал за реакціями (7, 14-17) так і збагачення шлаку MgO з відповідними змінами в'язкості та поверхневого натягу останнього.

З метою з'ясування особливостей формування «ока» на міжфазовій границі «шлак-метал», уточнення гідрогазодинамічних особливостей при використанні обертової заглибної фурми для інтенсифікації вдування реагентів провели серію експериментів на холодній моделі великовантажного заливального ковшу.

Для експериментів використана модель ковшу з плексигласу у масштабі 1:12 по відношенню до 230-т заливального ковшу ПАТ «Дніпровський металургійний комбінат» [12]. У якості модельної рідини для металевого розплаву використовували воду (20°C), газу-носію – компресорне повітря, а для моделювання шару покривного шлаку – синтетичне моторне масло. Модельні фурми зі змінними наконечниками занурювали в рідку ванну глибиною 280 мм та шаром «шлаку» на поверхні товщиною від 6-ти до 30-ти мм. Основні параметри об'єкту та моделі наведені у таблиці 1.

Процес формування «ока» та гідрогазодинамічні особливості поведінки ванни по ходу вдування газу фіксували за допомогою цифрової камери «CASIO EX-FH25» з використанням високошвидкісної зйомки (240 кадр/сек). Відеоряд розбивали на кадри для подальшого аналізу.

Для визначення ступеню впливу основних параметрів процесу обробки рідкої ванни на умови формування «ока» використали методику планування експерименту. Для врахування одночасного впливу швидкості обертання фурми ($X_1(n)$, об/хвил.), товщини шару покривного шлаку ($X_2(\delta)$, мм) та витрати газу-носію ($X_3(Q)$, л/хвил.) був реалізований повний факторний експеримент (табл. 2). Провели серії експериментів у кожному з граничних, прийнятих у відповідності до раніше отриманих результатів [12], гідродинімічних

режимів продувки ванни та діапазонах швидкості та 120-240 об/хвил. відповідно. обертання фурми: 0-90 об/хвил.; 90-120 об/хвил.

Таблиця 1

Параметри об'єкта та моделі заливального ковшу

№	Параметр	Об'єкт	Модель
1	Висота робочого простору заливального ковшу, м	4,65	0,358
2	Діаметр донної частини робочого простору заливального ковшу, м	3,25	0,250
3	Діаметр верхньої частини робочого простору заливального ковшу, м	3,75	0,290
4	Глибина рідкої ванни, м	3,20	0,280
5	Товщина шару покривного шлаку на поверхні ванни, м	0,10-0,50	0,006-0,030
6	Площа міжфазової поверхні «шлак-метал», м ²	11,03	0,066
7	В'язкість покривного шлаку, Па·с	0,11-0,40	0,53
8	Густина покривного шлаку, кг/м ³	2600-3400	0,87
9	Глибина занурення заглибної фурми у ванну, м	2,90	0,260
10	Тиск газу-носію, МПа	0,55-0,60	0,50-0,55
11	Витрата газу-носію, м ³ /с	0,017-0,033	0,0003 -0,00068
12	Характеристика наконечника заглибної фурми: - кількість сопел, шт. - внутрішній діаметр сопла, м	1-2 0,012-0,020	1-2 0,001-0,0013
13	Швидкість обертання заглибної фурми, об/хвил.	160-180	0-240

Таблиця 2

Значення факторів на нульовому, верхньому та нижньому рівнях, інтервали варіювання

Інтервал варіювання, рівень	$X_1(n)$ - швидкість обертання фурми, об/хвил	$X_2(\delta)$ - товщина шару покривного шлаку, мм	$X_3(Q)$ - витрата газу-носію, л/хвил
Верхній рівень	240	30,0	2,2
Нижній рівень	0	6,0	1,0
Основний рівень	120	18,0	1,6
Інтервал варіювання	±120	±12,0	±0,6

У повній відповідності до теоретичного обґрунтування встановлені основні залежності між довжиною газового струменю на виході з сопла та площею «ока» на поверхні ванни. Так, при незмінній витраті газу через сопло з початком обертання фурми довжина струменевої ділянки зменшується пропорційно швидкості обертання. В той же час, як встановлено і у попередніх дослідженнях [12], при обертанні заглибної фурми навколо вісі поблизу зрізу сопла завжди існує область струминної ділянки. При обертанні фурми енергія витікаючого із сопла струменя витрачається також на подолання сил опору рідини переміщенню утвореної газової порожнини по колу відповідно з напрямком обертання сопел фурми. В такому випадку вторинна реакційна зона (рис. 2) приймає форму еліпсоїда зі збільшенням

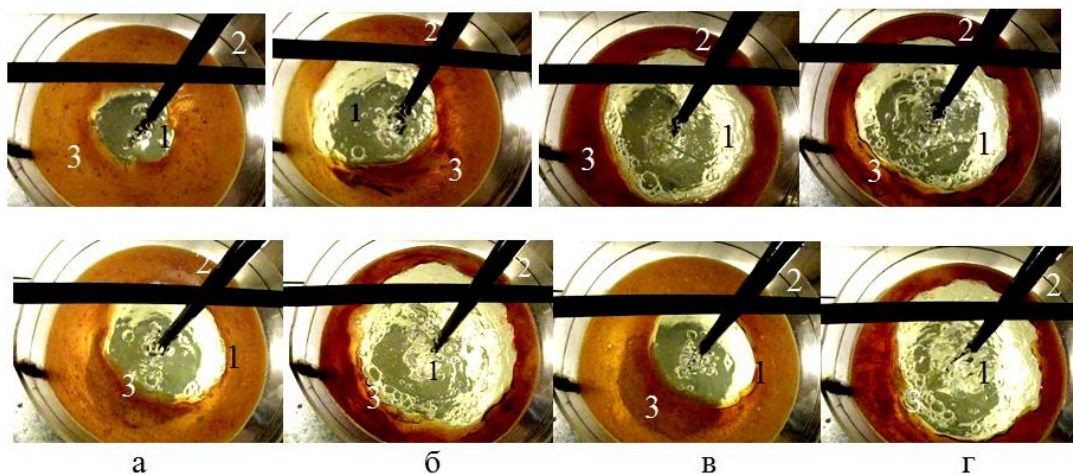
розмірів пропорційно до швидкості обертання фурми та характерним впливом на площу «ока» на границі «шлак-метал».

Встановлено, що параметри вводу газу-носію у ванну суттєво впливають на відношення площі «ока» до загальної площі ванни ($S_{\text{відн.}}$), яке змінюється не тільки за величиною, але і за знаком (табл. 3).

Так, наприклад, максимальне значення $S_{\text{відн.}} = 49,36\%$ забезпечується при швидкості обертання фурми у 240 об/хвил. при мінімальній (у досліджених діапазонах) товщині шару шлаку (6 мм), а мінімальне $S_{\text{відн.}} = 6,03\%$ – при 240 об/хвил. та товщині шлаку у 30 мм відповідно (рис. 3, 4). Тобто, зменшення кількості покривного шлаку призводить до збільшення розмірів «ока» більш ніж у 8 разів.

Таблиця 3
Результати експериментів з визначення відносної площі «ока», % у досліджених граничних діапазонах швидкості обертання фурми

№ досл. згідно плану експерименту	S ₀₋₉₀ , %		S ₉₀₋₁₂₀ , %		S ₁₂₀₋₂₄₀ , %	
	1	2	1	2	1	2
1	26,30	28,14	29,50	26,75	28,10	27,65
2	25,0	31,9	25,0	31,90	25,0	31,9
3	46,38	45,80	45,2	50,60	49,36	51,20
4	39,06	52,40	39,06	52,40	39,06	52,40
5	13,55	12,20	9,9	14,38	6,03	16,07
6	17,84	12,18	17,84	12,18	17,84	12,18
7	17,84	25,80	11,01	25,87	31,88	13,40
8	20,48	10,45	20,48	10,45	20,48	10,45



Тут і на рисунку 4: 1 – «око»; 2 – стовбур заглибної фурми; 3 – шар шлаку
а – Q=1,0 л/хвил.; n=120 об/хвил.; б – Q=1,0 л/хвил.; n=240 об/хвил.;
в – Q=2,2 л/хвил.; n=120 об/хвил.; г – Q=2,2 л/хв.; n=240 об/хвил.;

Рис. 3 Поверхня ванни при використанні одно- (А) та двосоплового (Б) наконечника заглибної фурми, перемінних витратах газу-носія (Q) та товщині покривного шлаку 6 мм

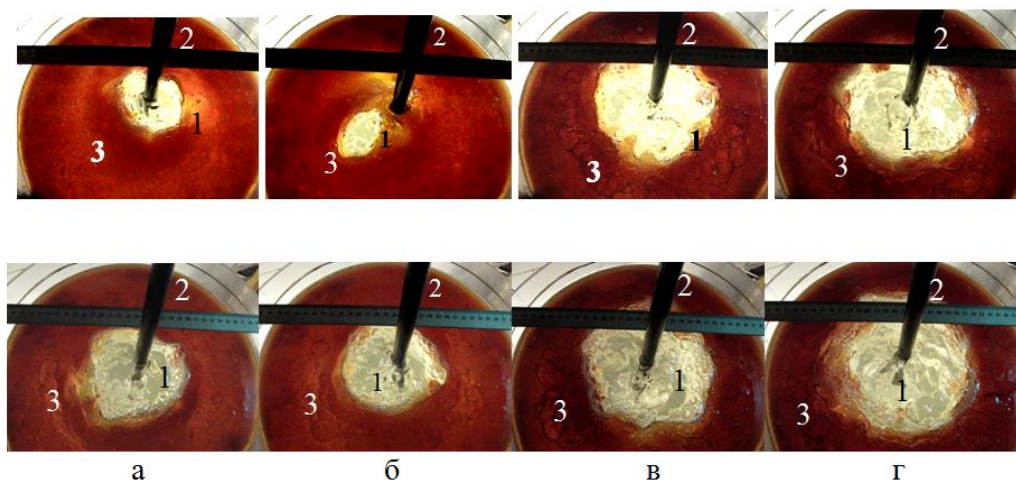


Рис. 4 Поверхня ванни при використанні одно- (А) та двосоплового (Б) наконечника заглибної фурми, перемінних витратах газу-носія (Q) та товщині покривного шлаку 30 мм

Необхідно відмітити, що вплив товщини шару покривного шлаку та швидкості обертання фурми у діапазонах 0-90 та 90-120 об/хвил. менш суттєвий. Так, відношення максимального розміру «ока» S_{відн} = 46,38 % (90 об/хвил. при 6 мм шлаку) до

мінімального S_{відн} = 13,55% (90 об/хвил. при 30 мм шлаку), складає вже 3,4 та 4,5 для діапазону 90-120 об/хвил. відповідно.

Для заглибної фурми з односопловим наконечником отримані наступні математичні

моделі для визначення ($S_{відн}$), % (по відношенню до загальної площі поверхні ванни):

для діапазону швидкості обертання фурми 0-90 об/хвил.

$$S_{відн} = 3,14 - 0,1237 \cdot n + 0,2927 \cdot \delta + 17,954 \cdot Q + 0,0007 \cdot n \cdot \delta + 0,1 \cdot n \cdot Q - 0,4 \cdot \delta \cdot Q - 0,0015 \cdot n \cdot \delta \cdot Q \quad (18)$$

для діапазону швидкості обертання фурми 120-240 об/хвил.

$$S_{відн} = 3,294 + 0,0855 \cdot n + 0,2825 \cdot \delta + 17,818 \cdot Q - 0,006 \cdot n \cdot \delta - 0,0167 \cdot n \cdot Q - 0,3918 \cdot \delta \cdot Q - 0,002 \cdot n \cdot \delta \cdot Q \quad (19)$$

Відповідні математичні моделі для двосоплової заглибної фурми мають вигляд: для діапазону швидкості обертання фурми 0-90 об/хвил.

$$S_{відн} = -29,568 + 0,4577 \cdot n + 0,8438 \cdot \delta + 39,584 \cdot Q - 0,01388 \cdot n \cdot \delta - 0,2447 \cdot n \cdot \delta - 0,7715 \cdot \delta \cdot Q + 0,0068 \cdot n \cdot \delta \cdot Q \quad (20)$$

для діапазону швидкості обертання фурми 120-240 об/хвил.

$$S_{відн} = -29,569 + 0,0216 \cdot n + 0,8438 \cdot \delta + 39,587 \cdot Q + 0,00072 \cdot n \cdot \delta - 0,0106 \cdot n \cdot Q - 0,7718 \cdot \delta \cdot Q + 0,00056 \cdot n \cdot \delta \cdot Q \quad (21)$$

Для визначення статистичної залежності коефіцієнтів регресії розраховали їх довірчий інтервал. Після оцінки значимості коефіцієнтів регресії проводили перевірку гіпотези щодо адекватності отриманих рівнянь за критерієм Фішера (F -критерієм). Останній менший ніж табличне його значення, що доводить

адекватність отриманих моделей та можливість їх використання для пошуку напрямків до оптимуму.

На базі математичних моделей виконано дослідження зміни $S_{відн}$, % у залежності від швидкості обертання фурми, товщини покривного шлаку та витрат газу-носія у всіх діапазонах зміни факторів впливу. Результати чисельного моделювання наведені на рисунку 5.

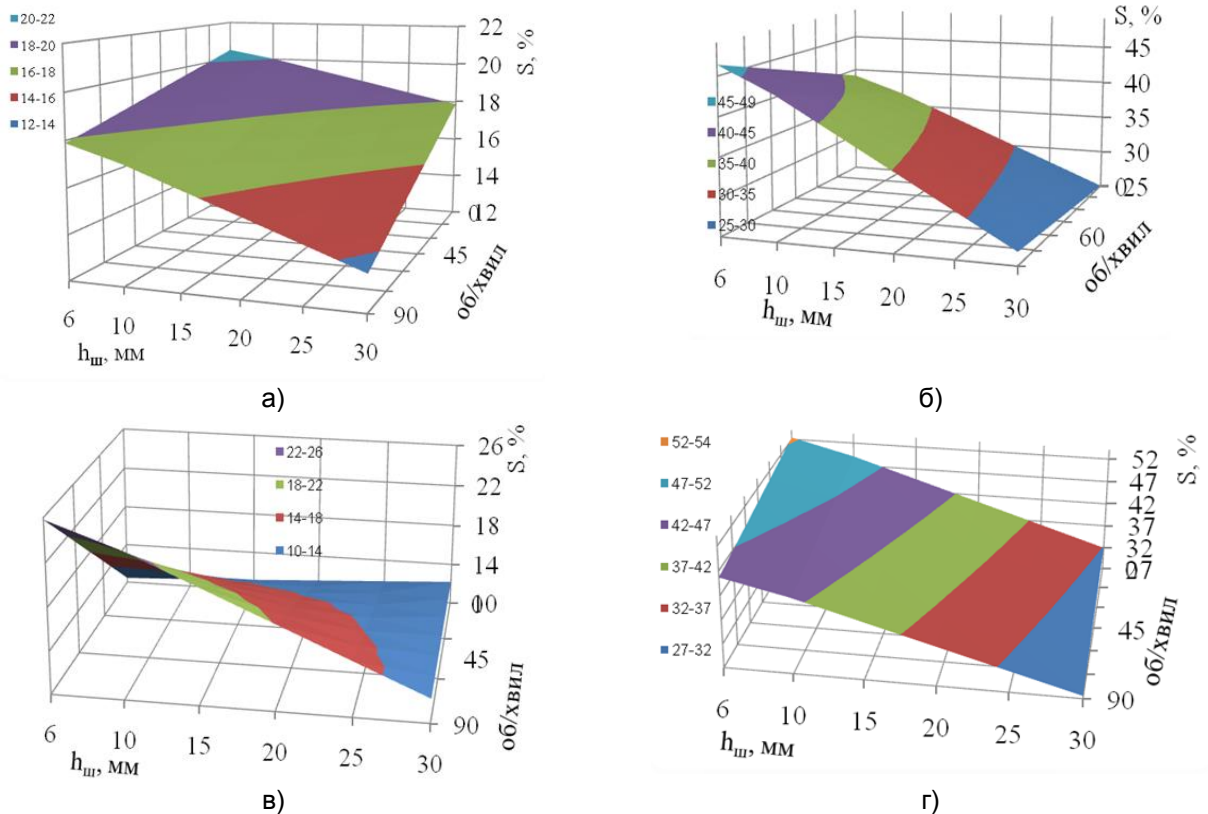


Рис. 5 Поверхня відгуку, що характеризує залежність $S_{відн}$, % від швидкості обертання фурми (для діапазону 0-90 об/хвил.) при витратах газу-носія (Q) = 1 л/хвил (а) та 2,2 л/хвил (б) для одно- (а, в) та двосоплової (б, г) фурми відповідно

Необхідно відмітити встановлену неоднозначну залежність розмірів «ока», що утворюється на поверхні ванни від параметрів вдування газу та швидкості обертання фурми. Так, у діапазоні 0-90 об/хвил. на розміри «ока» більший вплив має витрата газу-носію, при подальшому підвищенні обертів до 120 об/хвил. вплив витрати газу-носію майже рівноцінний зі швидкістю обертання фурми, а у діапазоні 120-240 об/хвил. найбільш визначальними факторами стають швидкість обертання та товщина шару шлаку на поверхні ванни.

При збільшенні товщини покривного шлаку, витрати газу-носія та швидкості обертання заглибної фурми геометричні параметри «ока» на поверхні ванни змінюються різнонаправлено. Підвищення витрат газу з 1,0 до 2,2 л/хвил. для односплової фурми викликає зменшення площі «ока» при відповідному зростанні швидкості обертання фурми та товщини покривного шлаку. Збільшення швидкості обертання фурми при витратах газу 2,2 л/хвил. призводить до пропорційного збільшення площі «ока» при незначній кількості шлаку, а по ходу накопичення шлаку – до зменшення відповідного показника. Для двосплової фурми при мінімальній кількості шлаку на поверхні ванни розміри «ока» пропорційні швидкості обертання фурми, а при збільшенні товщини покривного шлаку

спостерігається тенденція до зменшення площі «ока».

Висновки. Підтверджена доцільність попереднього присадження алюмінію у чавун перед вдуванням реагентів із забезпеченням стабільності та підвищенням ефективності використання магнію на сірку, підтриманням рідкорухомості покривного шлаку. З використанням методики планування експерименту отримані математичні моделі для опису зв'язку між параметрами ковшового рафінування чавуну (витратами газу-носію, кількості сопел у наконечнику та швидкості обертання заглибної фурми, товщини шару покривного шлаку) та умовами утворення відкритої зони («ока») на границі «шлак-метал». Встановлена неоднозначна залежність геометричних параметрів «ока» від досліджених факторів впливу. При збільшенні товщини покривного шлаку по ходу вдування реагентів, змінах витрати газу-носія та швидкості обертання заглибної фурми геометричні параметри «ока» на поверхні ванни змінюються різнонаправлено. Показано, що для забезпечення належних умов інтенсифікації ковшової десульфурації чавуну при вдуванні диспергованих реагентів у потоці газу-носію через обертову заглибну фурму необхідним є підтримання максимально можливої товщини та рідкорухомого стану покривного шлаку на протязі всього періоду вдування реагентів у розплав.

Бібліографічний опис

1. Вергун А.С., Шевченко А.Ф., Лінда П.С., Руденко А.Л. Влияние количества ковшевого шлака на степень усвоения серы шлаком при внедоменной десульфурации чугуна гранулированным магнием // Теория и практика металлургии. – 2007. - № 2-3. – С. 11-13.
2. Фрейсмут А., Гуттерле В. Десульфурация передельного чугуна. Состояние техники и перспективы возможного развития // Сборник трудов VI Международного симпозиума Альмамет, Германия. - 2000. - С. 13-17.
3. Krishnapisharody K., Irons G.A. Some consideration in process design for better ladle metallurgy practice // AISTech. 2009, Proceedings, Pittsburgh, USA. – Vol.1 – pp. 973-982.
4. Pelegrino M., Trummer B., Viertauer A., Hackl G. Advanced in soft bubbling technology // AISTech. 2016, Proceedings, Pittsburgh, USA.
5. Kumar A., Zachariah Elanjickal Chacko, Malathi M., et al. Desulfurization of Hot Metal Through In Situ Generation of Magnesium in 30-kg Molten Iron Bath-Influence of Inert Gas Flow Rate // Steel research international. – 2014. - Vol.85. - No.5. - p. 927.
6. Шевченко А.Ф., Большаков В.И., Башмаков А.М. Технология и оборудование десульфурации чугуна магнием в большегрузных ковшах. – Киев: Наукова думка, 2011. – 207 с.
7. Wilson W. G., Mclean A. Desulfurization of Iron and Steel and Sulfide Shape Control // ISS-AIME, Warrendale, PA. - 1980. - p. 77.
8. Themelis N.J., Goyal P. Gas injection in steelmaking: mechanism and effects // Canadian Metallurgical Quarterly. – 1983. – Vol. 22. - №3. – pp. 313-320.
9. Сігарьов Є.М., Недбайло М.М., Кривцун І.В. Напрямки удосконалення ковшової десульфурації чавуну // Збірник наукових праць ДДТУ (технічні науки) - Дніпродзержинськ: ДДТУ – вип. 2(28). - 2016. – С. 3-9.
10. Шевченко А.Ф., Маначин И.А. Оптимизация механизма протекания обменных процессов при внепечной обработке чугуна известью // Литво. Металургія. 2017: Матеріали XIII Міжнародної науково-практичної конференції (23-25 травня 2017 р., м. Запоріжжя) / Під заг. ред. д.т.н., проф. Пономаренко О.І. – Запоріжжя: АА Тандем. - С. 430-431.
11. Yang J., Kuwabara M., Teshigawara T., Sano M. Mechanism of Resulfurization in Magnesium Desulfurization Process of Molten Iron // ISIJ International. - 2005. – Vol. 45. – Issue 11. - 1607-1615. doi.org/10.2355/isijinternational.45.1607

12. Сигарев Е.Н., Сигарев Н.К., Гуржий Д.О. Газораспределение в ковше с вращающейся фурмой / Збірник наукових праць ДДТУ (технічні науки) - Дніпродзержинськ: ДДТУ – вип. 2(25). - 2014. – С. 3-8.

References

1. Vergun A.S., Shevchenko A.F., Linda P.S., Rudenko A.L. (2007) Vliyanie kolichestva kovshevogo shlaka na stepen usvoeniya seri shlakom pri vnedomennoi desulfuracii chuguna granulirovannim magniєм [Influence the amount of ladle slag on the degree of assimilation sulfur by slag in the external desulphurisation cast iron by granulated magnesium] // Teoriya i praktika metallurgii. - № 2-3. – pp. 11-13. [in Russian].
2. Freismut A. Gitterle V. (2000) Desulfuraciya peredelnogo chuguna. Sostoyanie tehniky i perspektiva vozmojnogo razvitiya. [Desulphurization of pig iron. The state of technology and the prospect of possible development] // VI International Symposium Almamet. - pp. 13-17. [in Russian].
3. Krishnapisharody K., Irons G.A. Some consideration in process design for better ladle metallurgy practice // AISTech. 2009, Proceedings, Pittsburgh, USA. – Vol.1 – pp. 973-982. [in English].
4. Pelegriño M., Trummer B., Viertauer A., Hackl G. Advanced in soft bubbling technology // AISTech. 2016, Proceedings, Pittsburgh, USA. [in English].
5. Kumar A., Zachariah Elanjickal Chacko, Malathi M., et al. Desulfurization of Hot Metal Through In Situ Generation of Magnesium in 30-kg Molten Iron Bath-Influence of Inert Gas Flow Rate // Steel research international. – 2014. - Vol.85. - No.5. - p. 927. [in English].
6. Shevchenko A.F., Bolshakov V.I., Bashmakov A.M. (2011) Tehnologiya i oborudovanie desulfuracii chuguna magniєм v bolshegruznih kovshah. [Technology and equipment for the desulphurization of cast iron by magnesium in heavy-duty ladles] – Kiev: Naukova dumka. – 207 p. [in Russian].
7. Wilson W. G., Mclean A. (1980) Desulfurization of Iron and Steel and Sulfide Shape Control // ISS-AIME, Warrendale, PA. - p. 77. [in English].
8. Themelis N.J., Goyal P. (1983) Gas injection in steelmaking: mechanism and effects // Canadian Metallurgical Quarterly. – Vol. 22. - №3. – pp. 313-320. [in English].
9. Sigarev E.N., Nedbayilo M.M., Krivtsun I.V. (2016) Napryamki udoskonalennya kovshovoi desulfuracii chavunu [Areas of improvement of bucket pig iron desulphurization] // Zbyrnik naukovih prats DDTU (tehnikni nauki). - Dniprodzerzhinsk: DDTU – vyp. 2(28). - P. 3-9. [in Ukraine].
10. Shevchenko A.F., Manachin I.A. (2017) Optimizaciya mehanizma protekaniya obmennyh processov pri vnepechnoi obrabotke chuguna izvestyu [Optimization the mechanism the flow of metabolic processes during out-furnace treatment of cast iron with lime] // Litvo. Metalurgiya. - Materiali XIII Mizhnarodnoi naukovo-praktichnoi konferencii (23-25.05.2017). - Zaporizhzhya / Pid zag. red. prof. Ponomarenko O. I. – Zaporizhzhya: AA Tandem. - pp. 430-431. [in Russian].
11. Yang J., Kuwabara M., Teshigawara T., Sano M. (2005) Mechanism of Resulfurization in Magnesium Desulfurization Process of Molten Iron // ISIJ International. – Vol. 45. – Issue 11. – pp. 1607-1615. doi.org/10.2355/isijinternational.45.1607
12. Sigarev E.N., Sigarev N.K., Gurzhiy D.O. (2014) Gazoraspedelenie v kovshe s vrashayuscheisya furmoy [Gas distribution in a ladle with a rotating lance] / Zbyrnik naukovih prats DDTU (tehnikni nauki). - Dniprodzerzhinsk: DDTU – vyp. 2(25). - 2014. – pp. 3-8. [in Russian].

Стаття надійшла 15.05.2018р.

Рецензент: д.т.н., проф. Бабаченко А.І.

УДК 669.331/334

Червоний І. Ф.

ПРОМЕТАЛУРГІЙНІ ПРОЦЕСИ ПЕРЕРОБКИ ВТОРИННОЇ СИРОВИНИ МІДІ

Chervony I. F.

PYROMETALLURGICAL RECYCLING PROCESS SECONDARY COPPER RAW MATERIAL

Анотація. В роботі розглядаються пірометалургійні процеси переробки вторинної мідної сировини - вогневе та плазмове методи рафінування. Наведено технологічні прийоми переробки вторинної сировини для вогневого рафінування та плазмового рафінування. Підкреслюється послідовність операцій підготовки шихти з метою забезпечення найбільшої якості кінцевого продукту. Встановлено, що реакції з атомарним киснем мають менше значення потенціалу Гіббса, ніж реакції з молекулярним киснем. Це дозволяє відмітити, що реакції домішок з атомарним киснем протікатимуть з більшою активністю і забезпечують більш ефективне рафінування вторинної сировини.

Ключові слова: мідь, сировина, вторинна сировина, рафінування, вогневе рафінування, плазмове рафінування, реакція, шихта, кисень, атомарний кисень, молекулярний кисень, домішка, активність.

Abstract. Pyrometallurgical processes of processing of secondary copper raw materials - fire and plasma methods of refining are considered in this work. Technological methods of recycling of secondary raw materials for fire refining and plasma refinement are presented. The following is a sequence of batch preparation operations to ensure the highest quality of the final product. It has been established that reactions with atomic oxygen have less significance of the Gibbs potential than reactions with molecular oxygen. This allows us to note that reaction of impurities with atomic oxygen will occur with more activity and provide more efficient refining of secondary raw materials.

Key words: copper, raw materials, secondary raw materials, refining, fire refining, plasma refining, reaction, charge, oxygen, atomic oxygen, molecular oxygen, impurity, activity.

Вступ

Мідь, завдяки своїм властивостям - теплопровідність, електропровідність, ковкість і тягуча, знайшла широке застосування в промисловості. Розподіл споживання міді по галузях приведений на рисунку [1-3].

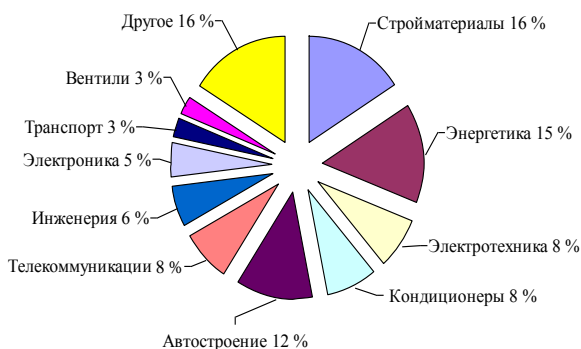


Рис. Споживання міді по галузях промисловості [1]

Виробництво міді засноване на обробці мідь вмісних руд і вторинної сировини - лому і відходів переробки міді.

Відповідно до даних [4-6] в 2015 році світове виробництво металевої міді склало 23 млн. т, з якого 18,6 млн. т. вироблено пірометалургійним методом і 4,4 млн. т - гідрометалургійним методом за технологією «рідинна екстракція – електроліз» (solvent extraction - electrowinning (SX-EW

technology). З 18,6 млн. т. загального обсягу пірометалургійного виробництва 3,6 млн. т. (15,6%) міді вироблено переробкою вторинної мідної сировини. У світовому обсязі виробництва приблизно 85 % металевої міді виробляється пірометалургійним методом [7].

Мета і завдання дослідження

Розглянути фізико-хімічні особливості пірометалургійного рафінування вторинної мідної сировини та визначити основні напрямки створення технологічного процесу з метою підвищення ефективності переробки вихідної сировини.

Методи та результати досліджень

Вогневе рафінування. Технологія вогневого рафінування міді [8-9] на перший план висуває питання істотного підвищення коефіцієнта розподілу шкідливих домішок між шлаковою і металевою фазами, а також шлаковому і температурному режимам плавки. При цьому, як вже наголошувалося вище, проблема загострювалася необхідністю забезпечення наднизького вмісту шкідливих домішок при мінімально можливих втратах міді.

Для отримання рафінованої міді застосовують різноманітну вторинну мідну сировину. Вміст міді у вторинній сировині коливається в широких межах – від 8 до 88 %. При цьому склад вторинної мідної сировини також дуже різноманітний. Наприклад,

стружка містить механічні домішки заліза, оксидів кремнію, алюмінію, які накопичуються в ній при механічній обробці, зборі і зберіганні. Мідна стружка може містити до 10 % землистого засмічення і до 15 % сталевих присадок.

Крупний брухт представлений відпрацьованими автомобільними і тракторними радіаторами, корабельними гвинтами, теплообмінниками, різними трубами. Він засмічений чорними металами до 50 %, а брухт теплообмінного устаткування - накипом (карбонатами металів). Відходи кабельної продукції: неподілені відрізки кабелю в полімерній, гумовій, бавовняній ізоляції, сталевій, свинцевій або алюмінієвій броні можуть мати засміченість папером, бітумом, полімерною і бавовняною ізоляцією до 15...60 %, гумовою ізоляцією до 20...45 %, залізом до 18...30 %.

Завантаження відсортованої сировини по групах брухту здійснюється в роз'ємні коробки, з яких брухт без застосування ручних операцій перевантажується в контейнер завальовальної машини. Високий рівень механізації дозволяє забезпечити піч вогневого рафінування міді сортованою шихтою в добовому робочому циклі, а також потреби цеху лиття сплавів і міді під прокат і пресування.

Після завантаження останньої порції шихти починається період плавлення. Мета цього періоду - отримання рідкого розплаву міді, заданої окисленості і температури. З цією метою розплав продувають стисненим повітрям через фурми, які вводяться нижче рівня металу в печі, паралельно контролюючи склад металу і температуру.

Процес окислювального рафінування здійснюється продуванням розплаву повітрям після розплавлення металу до 1100 °С. При контакті кисню і розплаву відбувається інтенсивне окислення більшості домішок, що поступають в розплав з вторинною сировиною. Термодинамічна оцінка взаємодії міді з киснем показує, що утворення закису міді (Cu₂O) прийнятніше, порівняно з утворенням окислу мідь (CuO).



Закис міді, як більш реакційне з'єднання, забезпечує інтенсивне переведення домішок у вигляді оксидів в шлаковий стан.

Для скорочення тривалості плавки в ході завалення і плавлення застосовують наступні технологічні прийоми:

шихту завантажують в піч з розігрітою до температури 900...1000 °С футерівкою;

інтенсифікують період плавлення шляхом поєднання постійного продування об'єму печі стиснутим повітрям і підплавлення мідної шихти в процесі завантаження кисневим пальником;

проводять періодичний контроль окисленості і температури в печі з метою забезпечення оптимального

ступеня окислення домішок і запобігання перегріву металу після завершення плавлення.

При цьому тривалість плавлення складає 4,5...5,0 години. Інтенсивне окислення металевих домішок в період плавлення супроводжується виділенням значної кількості тепла, що дозволяє скоротити на 3,0...3,5 години тривалість повного розплавлення брухту кількістю 120 тонн по чистому металу.

Завдяки окисленню міді в період плавлення, повністю окислилися елементи з підвищеною хімічною спорідненістю до кисню (Al, Si), а такі елементи, як цинк, хром і залізо окислилися більш, ніж на 50 %.

Перша стадія рафінування розплаву міді шлаковими сумішами включає розрідження і розбавлення первинного шлаку з метою зниження активності продуктів реакції окислення шкідливих домішок.

Флюс, до складу якого входить гексаметофосфат натрію, вводять до розплаву за допомогою пневмокамерного насоса і на поверхню металу залежно від умов рафінування у співвідношенні від 1:2 до 3:4 відповідно. У ході промислових експериментів встановлено, що в процесі рафінування важливе значення має рівномірний розподіл флюсу по поверхні металу. Тривалість періоду обробки флюсом, час видалення і повнота видалення шлаку жорстко регламентовані тому що невиконання цих нормативів веде до зниження кінцевих результатів процесу.

Витрата флюсу визначається залежно від початкової концентрації свинцю в розплаві міді і складає від 8 до 17 кг/т. Оптимальні параметри роботи флюсу визначені в ході промислових випробувань і виражаються в стабілізації величини окисленості і температури розплаву міді. В період обробки рекомендовано підтримувати: вміст кисню від 0,25 до 0,35 %; температуру розплаву від 1090 до 1110 °С.

Перед початком прецизійного рафінування мідного розплаву концентрація кожної з домішок не перевищує 0,0400 %. Очевидно, що в умовах надзвичайно низької концентрації домішок дуже важливе точне дотримання технологічних параметрів плавки. Найбільша концентрація в мідному розплаві на цій стадії плавки таких домішок, як свинець, нікель та олово складає відповідно до 0,0400 %, до 0,030 % та до 0,0250 %.

Друга стадія рафінування розплаву міді шлаковими сумішами включає введення флюсу, до складу якого входить фосфід міді. Витрата флюсу визначається залежно від початкової концентрації свинцю та нікелю в розплаві міді і складає від 20 до 47 кг/т.

Обробка розплаву міді флюсом, до складу якого входить фосфід міді, дозволяє сформувати кислий рафінувальний шлак на основі P₂O₅, який, вступаючи в хімічну взаємодію з продуктами окислення (основними оксидами), дозволяє різко

збільшити ступінь рафінування металу. Після видалення свинцю до нормованих значень амфотерне рафінування триває, при цьому контроль якості рафінування проводиться по нікелю.

Третя стадія рафінування розплаву міді шлаковими сумішами включає введення флюсу, до складу якого входить карбонат кальцію. Витрата флюсу визначається залежно від початкової концентрації сурми в розплаві міді і складає ал 15,0 до 15,5 кг/т. Оптимальні параметри роботи флюсу визначені в ході промислових випробувань і представлені нижче:

- окисленість міді від 0,40 до 0,50 % кисню в металі;

- температура розплаву міді (1120 до 1130 °С).

Обробка розплаву міді флюсом, до складу якого входить кальцит, дозволяє сформувати основний рафінувальний шлак на основі оксиду кальцію. Вступаючи в хімічну взаємодію з продуктами окислення (кислими оксидами), він дозволяє різко збільшити ступінь рафінування металу від олова, сурми, миш'яку і сірки. При цьому за рахунок розбавлення повітря CO₂, яке утворюється при розкладанні кальциту, окислювальний потенціал газу підтримується нарівні, що сприяє возгонці сурми.

При необхідності глибшого рафінування від нікелю, його видалення здійснюють під основним флюсом, наприклад, на основі магнію при температурі 1150...1170 °С. У даному прикладі вміст нікелю шляхом рафінуючої обробки магnezійним флюсом було знижено з 0,0159 до 0,0110%.

Відновлення розплаву здійснюється за рахунок продування рідкої міді природним газом. Перед початком продування з поверхні розплаву ретельно видаляють шлак тому, що в процесі відновлення, окрім міді, відновляться також металеві домішки, які у вигляді оксидів знаходяться в шлаку, що може привести до повторного неконтрольованого забруднення міді домішками. Після зняття шлаку піч герметизують і починають подавати природний газ в фурми, які занурені в метал. Кисневий паликник вимикають, а основний паливний палик працює з недопалом, ступінь якого контролюється газоаналізатором безперервної дії. Надмірний тиск в печі підтримують шляхом узгодження роботи димососа.

Відновлення супроводжується поглинанням тепла, тому окрім вмісту кисню необхідний контроль температури розплаву. Під впливом високої температури відбувається піроліз вуглеводнів, в основному метану, продукти якого, водень і вуглець, розкислюють мідь. Газ, що не прореагував, виділяється з розплаву і згорає в робочому просторі печі, додатково забезпечуючи в ній створення відновлюючої атмосфери. Продукти реакції - двооксид вуглецю і водяна пара - сприяють дегазації розплаву. Процес

розкислювання мідного розплаву триває близько трьох годин, внаслідок чого вміст кисню в металі знижується з 0,250 до 0,015%.

Операції прецизійного рафінування міді дозволяють збільшити ступені рафінування міді від цинку, заліза, олова і свинцю з 85...95 % після закінчення першої стадії рафінування під пічним шлаком до 98...100 %, а сірки, сурми і нікелю з 44...58 до 79...90 % відповідно.

Після закінчення рафінування починається випуск металу по жолобах в трьох можливих напрямках:

- у міксер ливарно-прокатної лінії виробництва мідної катанки;

- у міксери двох ливарних машин вертикального напівбезперервного лиття плоских та круглих зливків міді;

- у ковши для транспортування в ливарний цех і відливання зливків мідних сплавів під прокат і пресування.

На жолобах ведеться позапічна обробка розплаву міді. У ході випуску міді по жолобах підтримують стабільні параметри розплаву. Регулювання технологічних параметрів розплаву міді поза пічкою через низьку інертність виконанні операції дозволяє плавно регулювати вміст кисню (з точністю $\pm 0...100$ ррт) і підтримувати температуру у вузьких межах ($\pm 1...10$ °С) в ході безперервного розливання, для забезпечення отримання зливків високої якості для подальшого переділу.

Регулювання температури розплаву і концентрації кисню здійснюється за межами печі за допомогою вмонтованих в кришці закритого переливного жолоба газоповітряних пальників, за рахунок зміни їх потужності та співвідношення газ-повітря.

Промислова прецизійна технологія вогневого рафінування міді, яка складається з наступних періодів:

- підготовка мідних брухту і відходів до плавки; завантаження мідних брухту і відходів до плавильного агрегату;

- плавлення шихтових матеріалів;

- рафінування розплаву міді під первинним шлаком сумішами, що містять гексаметофосфат натрію;

- прецизійне рафінування міді в три послідовні стадії із застосуванням для шлакоутворення: фосфіду міді (CuP₃); кальциту (CaCO₃); магнезиту (MgO);

- розкислювання розплаву міді;

- випуск плавки.

Вказана вище послідовність технологічних операцій і наведені параметри рафінування забезпечують отримання міді необхідної чистоти з високими показниками електропровідності і теплопровідності. При цьому середня тривалість процесу рафінування за вказаним способом складає 17 годин, з яких 7 годин триває завалення, плавлення шихти і видалення первинного шлаку і 10 годин - безпосередньо сам процес прецизійного рафінування і відновлення.

Плазмове рафінування. Плазма - це четвертий агрегатний стан речовини слідом за твердим, рідким і газоподібним. Плазмою вважають суміш електронів та іонів, яка може бути (а в більшості випадків це саме так) розподілена всередині газу з нейтральних частинок. В цілому плазма в стабільному стані повинна бути нейтральною.

У металургії мова йде насамперед про низькотемпературну плазму, тобто систему, що складається з суміші нейтральних часток з переважаючою кількістю електронів і позитивних іонів і має температури порядку $10^3 \dots 10^4$ К. Можна вважати, що температура повністю іонізованої плазми становить 10^5 К [10].

Для металургійних цілей плазму отримують за допомогою електричного розряду між двома або більше електродами з використанням постійного або змінного струму, а іноді за допомогою розрядів у високочастотному електричному полі. Сутність іонізації в розряді полягає у виникненні електронних лавин, яке носить характер ланцюгової реакції

Технологічні процеси рафінування сплавів за характеристиками взаємодіючих з розплавом середовищ можна звести до обробки металу газами, твердими і рідкими реагентами (флюсом). Термодинамічний аналіз відповідних двофазних систем свідчить про можливість глибокого рафінування розплаву від неметалевих включень і домішок. Однак у промислових умовах така можливість не завжди реалізується. Це пов'язано з різними складом сплаву і концентрацією домішок у ньому, способом і межами їх видалення і, найголовніше, з тимчасовою обмеженістю процесів обробки через зниження температури розплаву. Усунути цей недолік дозволяє обробка розплавів з використанням плазмового нагріву, який ефективно може застосовуватися практично при всіх способах обробки сплавів.

Процеси відновного взаємодії різних матеріалів в металургії відбуваються, як правило, в рідкому і твердому стані і лише деякі, метою яких є отримання особливо чистих речовин - в газоподібному. Фізико-хімічні процеси в газовій фазі відбуваються значно інтенсивніше, проте для багатьох матеріалів досягти газоподібного стану вельми скрутно через низький парціального тиску пари. Випаровування будь-яких матеріалів можна здійснити за допомогою плазмового струменя, при температурі якої підвищуються швидкості хімічних реакцій і фазових перетворень. Час протікання струминного плазмового процесу, що включає в себе такі стадії, як розподіл реагентів в струмені, нагрівання і випаровування їх, хімічну реакцію, сорбційні процеси при охолодженні, становить $0,01 \dots 0,1$ с. При використанні газоподібних реагентів, для яких виключається стадія випаровування, зазначений процес відбувається більш інтенсивно.

Для прискорення металургійних реакцій в рідкому металі пропонується обробляти його обертовими плазмовими пристроями. Такі конструкції забезпечують кращу стабілізацію плазмової дуги і дозволяють інтенсивно перемішувати розплав за рахунок дроблення газових струменів.

Незважаючи на різноманіття запропонованих способів і плазмових пристроїв для глибокої обробки металевих розплавів, вони не знайшли промислового застосування і залишилися на рівні винаходів. Це пояснюється недостатньою вивченістю процесів взаємодії плазмореагентних середовищ з розплавом, відсутністю надійного обладнання для освоєння технологій глибокої обробки сплавів плазмою, пошуком раціональних технічних рішень щодо їх використання.

У технологічних процесах виробництва металопродукції широко застосовується обробка сплавів газовими струменями. Маючи в принципі ідентичний характер взаємодії з розплавом, газові струмені мають своїми особливостями, залежними від способу їх введення в метал, агрегатного стану, температури та ін. Це відноситься, головним чином, до прикордонного шару, в якому протікають основні фізико-хімічні процеси при взаємодії струменя з рідким металом. Ступінь дроблення струменя в розплаві, величина міжфазної поверхні, швидкості руху струменя і металу, інтенсивність перемішування ванни в цілому визначають кінетику видалення домішок з сплавів.

Плазмові струменя є високотемпературними щодо перегріву рідкого металу. Фактично вони являють собою потік низькотемпературної плазми з малим ступенем іонізації газу. По своїй конструкції прикатодна зона плазмотрона побічної дії наближається до відомої в газодинаміці моделі теплового сопла.

Температура поверхні розділу середовищ робить істотний вплив на процеси масопереносу в розплаві, від яких залежить ефективність обробки сплавів. При надходженні в рідкий метал занурений плазмовий струмінь дробиться на бульбашки високотемпературного газу. Залежно від температури газової бульбашки розплав на його поверхні нагрівається, і можливо його випаровування.

Головна перевага плазмових технологій рафінування сплавів, в порівнянні з відомими, обумовлено можливістю поєднання перемішування ванни високотемпературним газом з регульованим нагріванням розплаву (залежить від електричної потужності плазмотрона) при обробці. Значний перегрів сплавів в реакційній зоні плазмового струменя в процесі перемішування сприяє руйнуванню мікрогрупіровок в них і прискорює перехід розплаву в однорідний стан, в порівнянні із звичайною термочасовою обробкою.

Із збільшенням потужності плазмотрона маса компонентів, які випаровуються за час обробки

сплаву також зростає. Пари компонентів сплаву, що утворилися частково надходять в газові бульбашки і разом з ними виносяться з реакційної зони струменя в периферійний об'єм ванни. Решта пари надходять у розплав і миттєво охолоджуються до його середньо масової температури («конденсуються»). Внаслідок дроблення газових міхурів або злиття їх в більш великі пари металів з них також надходять в розплав і охолоджуються. При охолодженні парів в розплаві утворюються частинки «конденсату» і мікрооб'єми, які залежно від розмірів інтенсифікують процес зародкоутворення в сплаві

і, подібно оксидним включенням, сприяють виникненню бульбашок водню. Утворені в процесі охолодження парів мікрооб'єми можуть перебувати в розплаві деякий час у вигляді кластерів з великою кількістю активованих атомів. При конденсації пари компонентів виділяється теплота фазового переходу, яка збільшує час існування активованих атомів в мікрогрупіровках. Такі зміни в будові розплаву, що відбуваються при глибинній обробці плазмовим струменем, впливають на структуру та характеристики міцності виливки.

Таблиця 1

Результати розрахунку величини зміни потенціалу Гіббса при використанні молекулярного і атомарного кисню

Реакція і величина зміни потенціалу Гіббса (Дж/моль) при використанні		Коефіцієнт підвищення ефективності ¹⁾
молекулярного кисню	атомарного кисню	
$2Al + 1,5O_2 \rightarrow Al_2O_3$ $\Delta G = 313,33T - 1675687,67$	$2Al + 3O \rightarrow Al_2O_3$ $\Delta G = 488,63T - 2423202,33$	1,4
$Si + O_2 \rightarrow SiO_2$ $\Delta G = 182,02T - 910940$	$Si + 2O \rightarrow SiO_2$ $\Delta G = 298,89T - 1409280$	1,5
$2As + 1,5O_2 \rightarrow As_2O_3$ $\Delta G = 270,44T - 656890$	$2As + 3O \rightarrow As_2O_3$ $\Delta G = 445,74T - 1404400$	2,7
$2Sb + 1,5O_2 \rightarrow Sb_2O_3$ $\Delta G = 266,31T - 715460$	$2Sb + 3O \rightarrow Sb_2O_3$ $\Delta G = 441,6T - 1462970$	2,4
$S + O_2 \rightarrow SO_2$ $\Delta G = -11,11T - 296900$	$S + 2O \rightarrow SO_2$ $\Delta G = 105,75T - 795240$	2,1
$Zn + 0,5O_2 \rightarrow ZnO$ $\Delta G = 100,64T - 348110$	$Zn + O \rightarrow ZnO$ $\Delta G = 159,07T - 597280$	1,8
$Cu_2S + O_2 \rightarrow 2Cu + SO_2$ $\Delta G = 11,607T - 376396$	$Cu_2S + 2O \rightarrow 2Cu + SO_2$ $\Delta G = 128,47T - 874736$	2,0
$Fe + 0,5O_2 \rightarrow FeO$ $\Delta G = 68,92T - 264850$	$Fe + O \rightarrow FeO$ $\Delta G = 127,35T - 514020$	2,0
$Pb + 0,5O_2 \rightarrow PbO$ $\Delta G = 101,22T - 219280$	$Pb + O \rightarrow PbO$ $\Delta G = 159,65T - 468450$	2,9
$2Bi + 1,5O_2 \rightarrow Bi_2O_3$ $\Delta G = 269,9T - 570700$	$2Bi + 3O \rightarrow Bi_2O_3$ $\Delta G = 445,19T - 1318210$	3,3
$Se + O_2 \rightarrow SeO_2$ $\Delta G = -17,365T - 126777$	$Se + 2O \rightarrow SeO_2$ $\Delta G = 99,493T - 625115$	3,3
$Te + O_2 \rightarrow TeO_2$ $\Delta G = 180,48T - 325420$	$Te + 2O \rightarrow TeO_2$ $\Delta G = 297,34T - 823760$	4,8
$2Ag + 0,5O_2 \rightarrow Ag_2O$ $\Delta G = 66,64T - 31150$	$2Ag + O \rightarrow Ag_2O$ $\Delta G = 125,07T - 280320$	\pm ²⁾
$2Au + 1,5O_2 \rightarrow Au_2O_3$ $\Delta G = 276,36T - 3300$	$2Au + 3O \rightarrow Au_2O_3$ $\Delta G = 451,65T - 750810$	\pm ²⁾

Примітка: ¹⁾ – коефіцієнт підвищення ефективності визначався як співвідношення величин потенціалу Гіббсу при 1300 К реакцій з атомарним киснем до реакцій з молекулярним киснем ($\Delta G_O / \Delta G_{O_2}$);

²⁾ – реакції, у яких зміна потенціалу Гіббсу проходила від позитивних до негативних величин при використанні атомарного кисню.

Коефіцієнт корисної дії (ККД) установок, в яких плавку різних сплавів здійснюють поверхневою плазмовою дугою, залежить від потужності плазмотрона, ємності плавильної ванни, конструктивних особливостей агрегату.

Термодинамічна оцінка взаємодії домішок з киснем у розплаві міді було проведено з урахуванням зміни ізобарного потенціалу Гіббсу в умовах впливу низькотемпературної плазми. Розрахунок зміни потенціалу Гіббсу проводили для температур від 1100 до 1300 К з використанням програми on line FactSage. Для аналізу розглядалися домішки, які найчастіше зустрічаються при переробці міді з вторинної сировини. Результати розрахунків наведено у таблиці.1

Висновки

Були розглянуті пірометалургійні процеси переробки вторинної мідної сировини - вогневе та плазмове методи рафінування. Наведено технологічні прийоми переробки вторинної сировини для вогневого рафінування та плазмового рафінування. Підкреслюється послідовність операцій підготовки шихти з метою забезпечення найбільшої якості кінцевого продукту.

Встановлено, що реакції з атомарним киснем мають менше значення потенціалу Гіббса, ніж реакції з молекулярним киснем. Це говорить про те, що реакції домішок з атомарним киснем протікатимуть з більшою активністю і забезпечують більш ефективно рафінування вторинної сировини.

Бібліографічний опис

1. Потребление меди по отраслям [Електронна версія] // Режим доступу: <http://forexaw.com/static/pictures/000/088/000088026 - Potreblenie medi po otraslyam.jpg>. Виборка 15.08.2018
2. Анализ рынка медных ломов 2018: ломообразование [Електронний ресурс]. - Режим доступу: http://www.aurubisrus.ru/rus_copper_scrap_2018.html. - дата вибірки 10.07.2018.
3. ICSG PRESS RELEASE Copper: Preliminary Data for April 2018 [Електронний ресурс]. - Режим доступу: <http://www.icsg.org/index.php/component/downloads/finish/114/2849?Itemid>. - дата вибірки 25/08/2018/
4. The World Copper Factbook 2016 [Електронна версія] // Режим доступу: http://www.rockstone-research.com/images/PDF/ICSG_CopperFactbook2016.pdf. Виборка 20.08.2018
5. Mineral Commodity Summaries [Електронний ресурс]. - Режим доступу: <https://minerals.usgs.gov/minerals/pubs/mcs/>. - дата вибірки 10.07.2018.
6. Katusa Research. Why I'm Finally Buying Copper Stocks [Електронний ресурс]. - Режим доступу: <https://seekingalpha.com/article/4100406-finally-buying-copper-stocks?page=5>. - Дата вибірки 10.07.2018.
7. Информационно-технический справочник по наилучшим доступным технологиям. ИТС 3-2015. Производство меди. М.: Бюро НТД, 2015. – 344 с. – Библиогр. с. 338-344.
8. Савенков, Ю. Д. Рафинированная медь Украины [Текст] / Ю. Д. Савенков, В. И. Дубоделов, В. А. Шпаковский, В. А. Кожанов, Е. В. Штепан // Днепропетровск: АРТ-ПРЕСС, 2008. – 176 с. - Библиогр.: с. 172. – 150 экз. - ISBN 978-348-147-0.
9. Бредихин, В. Н. Медь Вторичная [Текст] : Монография / В. Н. Бредихин, Н. А. Маняк, А. Я. Кафтаненко. - Донецк: ДонНТУ, 2006. - 393 с. - Библиогр. с. 404-407. - 300 прим. - ISBN 996-8388-12-7.
10. Найдек, В. Л. Повышение качества отливок из алюминиевых и медных сплавов плазмореагентной обработкой их расплавов [Текст] / В. Л. Найдек, А. В. Наривский // Киев: Наукова думка, 2008. – 182 с. – Библиогр.: с. 167-181. – 300 экз. - ISBN 978-966-00-0782-6.

References:

1. Potrebleniye medi po otraslyam [Yelektronna versiya] // Rezhim dostupu: <http://forexaw.com/static/pictures/000/088/000088026-Potreblenie medi po otraslyam.jpg>. Vyboraka 15.12.2017
2. Анализ рынка медных ломов 2018: ломообразование [Електронний ресурс]. - Режим доступу: http://www.aurubisrus.ru/rus_copper_scrap_2018.html. - дата вибірки 10.07.2018.
3. ICSG PRESS RELEASE Copper: Preliminary Data for April 2018 [Електронний ресурс]. - Режим доступу: <http://www.icsg.org/index.php/component/downloads/finish/114/2849?Itemid>. - дата вибірки 25/08/2018/
4. The World Copper Factbook 2016 [Yelektronna versiya] // Rezhim dostupu: http://www.rockstone-research.com/images/PDF/ICSG_CopperFactbook2016.pdf. Vyboraka 20.12.2017
5. Mineral Commodity Summaries [Електронний ресурс]. - Режим доступу: <https://minerals.usgs.gov/minerals/pubs/mcs/>. - дата вибірки 10.07.2018.

6. Katusa Research. Why I'm Finally Buying Copper Stocks [Електронний ресурс]. - Режим доступа: <https://seekingalpha.com/article/4100406-finally-buying-copper-stocks?page=5>. - Дата вибірки 10.07.2018.
7. Informatsionno-tehnicheskij spravochnik po nailuchshim dostupnym tekhnologiyam. ITS 3-2015. Proizvodstvo medi. M.: Byuro NTD, 2015. – 344 s. – Bib-liogr. s. 338-344.
8. Savenkov, YU. D. Rafinirovannaya med' Ukrainy [Tekst] / YU. D. Savenkov, V. I. Dubodelov, V. A. Shpakovskiy, V. A. Kozhanov, Ye. V. Shtepan // Dnepropet-rovsk: ART-PRESS, 2008. – 176 s. - Bibliogr.: s. 172. – 150 ekz. - ISBN 978-348-147-0.
9. Bredihin, V. N. Med Vtorichnaya [Tekst] : Monografiya / V. N. Bredihin, N. A. Manyak, A. Ya. Kaftanenko. - Donetsk: DonNTU, 2006. - 393 s. - Bibllogr. s. 404-407. - 300 prim. - ISBN 996-8388-12-7.
10. Naydek, V. L. Povysheniye kachestva otlivok iz alyuminiyevykh i mednykh splavov plazmreagentnoy obrabotkoy ikh rasplavov [Tekst] / V. L. Naydek, A. V. Narivskiy // Kiyev: Naukova dumk a, 2008. – 182 s. – Bibliogr.: s. 167-181. – 300 ekz. - ISBN 978-966-00-0782-6.

*Стаття надійшла 15.05.2018р.
Рецензент: д.т.н., проф. Гасик М.І.*

УДК 669.84.244.66

Чернятевич А.Г., Молчанов Л.С., Юшкевич П.О., Вакульчук В.В.

ПИТАННЯ ТЕОРІЇ І ПРАКТИКИ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ КОМБІНОВАНОЇ ПРОДУВКИ КОНВЕРТЕРНОЇ ВАННИ

Chernyatevich A.G., Molchanov L.S., Yushkevich P.O., Vakulchuk V.V.

QUESTION OF THE THEORY AND PRACTICE OF INCREASING THE EFFICIENCY OF COMBINED BLOWING OF A CONVERTER BATH

Викладені питання теорії і практики розробки і удосконалення вітчизняної технології комбінованої продувки конвертерної ванни киснем зверху та нейтральним перемішуючим газом (азот, аргон) через днище. Запропонована нова технологія комбінованої продувки конвертерної ванни з подачею в робочий простір агрегату різноімпульсних струменів кисню і нейтрального газу через верхню багатоярусну фурму і нейтрального газу через донні дутьвові пристрої.

Ключові слова: кисневий конвертер, комбінована продувка, триярусна фурма, високотемпературне моделювання, техніко-економічний показник

The development and improvement issues of the theory and practice of domestic technology of converter bath combined blowing by the oxygen through the top and neutral gas stirring (nitrogen, argon) through the bottom have been exposed. The new technology of the converter bath combined blowing with the introduction into the workspace of the unit of the different impulse jets of oxygen and neutral gas through the upper many-level lance and neutral gas through the bottom blowing was proposed.

Based on the data of high-temperature modeling of the converter bath blowing, a developed methodology for calculating the main design parameters and the experience of developing industrial design of multi-level lances, a three-level lances of the new design and the combined oxygen and neutral gas blowing of bath in BOF of 160 t capacity are developed for industrial implementation. The practical implementation of the presented solutions will provide an increase in the technological and economic indexes of melting in comparison with the use of well-known developments in this field.

Keywords: oxygen converter, combined blowing, three-level lance, high-temperature modeling, technical and economic indexes

Стан питання. В даний час до 70% всього виробництва якісного залізовуглецевого виробленого в світі залізовуглецевого напівпродукту виплавляється в киснево-конвертерний спосіб. Технологічний маршрут ресурсо- та енергозберігаючого конвертерного виробництва якісного залізовуглецевого напівпродукту, що застосовуються зарубіжними металургіями перед позапічною обробкою сталі (рис. 1), включає наступні етапи [1,2]:

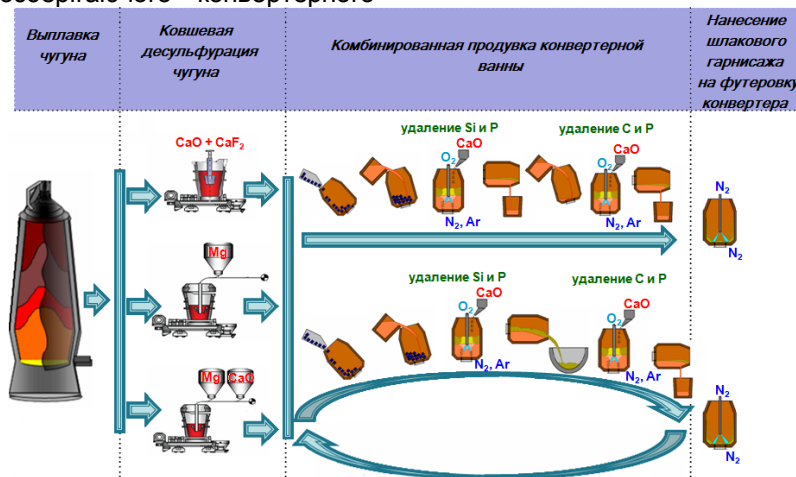


Рисунок 1 - Сучасний технологічний маршрут ресурсо- та енергозберігаючого конвертерного виробництва якісного залізовуглецевого напівпродукту

I. Глибока десульфурация чавуну (до рівня $\leq 0,005\%$ [S]) в виливних ковшах перед киснево-конвертерною плавкою із застосуванням дрібнозернистих реагентів-десульфураторів (вапно, плавіковий шпат, магній або суміші останнього з вапном), які в разі використання (CaO

+ CaF₂) дають на поверхню ванни з механічним перемішуванням імпульсами (спосіб KR) або вдуваються вглиб розплаву в потоці азоту через занурювальну фурму за варіантами моноінжекції (Mg) і коінжекції (MgO + CaO).

II. Комбінована продувка рафінованого по сірці

*Чернятевич Анатолий Григорьевич, зав. отделом ИЧМ НАНУ, д.т.н., проф.,
Молчанов Лавр Сергеевич, ст. н. сотр. ИЧМ НАНУ, к.т.н.,
Юшкевич Павел Олегович, мл. н. сотр. ИЧМ НАНУ,
Вакульчук Владимир Викторович, мл. н. сотр. ИЧМ НАНУ.

чавуну киснем зверху і нейтральним перемішувачим газом (N_2 , Ar) через днище в двох або одному конвертерах з поділом плавки на два періоди. При використанні двох конвертерів в першому періоді продування здійснюється переважно для спільного видалення кремнію і фосфору з подальшим випуском металу з конвертера в ківш і заливкою в наступний конвертер, де у другому періоді по малошлакової технології здійснюється зневуглецевування і подальша дефосфорація розплаву із забезпеченням необхідної температури останнього перед випуском в сталерозливний ківш. У разі використання одного конвертера після реалізації першого періоду продувки з видалення кремнію і фосфору здійснюється проміжне скачування шлаку,

III. Формування високостійкого шлакового гарнісажу на футеровці конвертера шляхом роздування азотними струменями через верхню фурму підготовленого кінцевого шлаку з підвищеним вмістом оксиду магнію. Рідкий шлак, що залишився, переведений в неактивний стан, ефективно утилізується в процесі видалення кремнію і дефосфорації при наступній заливці чавуну в конвертер.

Зазначені етапи конвертерного виробництва залізовуглецевого напівпродукту частково застосовуються на ряді підприємств металургійного комплексу України (ПАТ «Алчевський металургійний комбінат», ПАТ «Дніпровський металургійний комбінат») і Росії (ВАТ «Новолипецький металургійний комбінат», АТ «Євраз Нижньотагільський металургійний комбінат») [3-5]. Однак закуплення і освоєння, в рамках технічного переозброєння, зарубіжної технології комбінованої продувки конвертерної ванни киснем і нейтральним газом і конструкції кисневих фурм з класичним багатосопловим наконечником не вирішили такі проблеми сучасного конвертерного процесу, як погіршення теплового балансу плавки при пониженому вмісті кремнію в чавуні,

В даний час, в характерних для більшості конвертерних цехів України умовах, коли в ході робочої кампанії конвертера зазнають суттєвих змін вихідних параметрів початку плавки (температура футеровки і розміри робочого простору агрегату, якість заваленого металевого брухту, температура і склад чавуну що заливається), а верхня і комбінована продувка ванни здійснюється з прийнятною витратою кисню через звичайну багатосоплову фурму, не завжди вдається забезпечити:

- прискорене розчинення присаджених вапна і магнезійних шлакоутворюючих матеріалів за відсутністю добавок плавикового шпату з формуванням в початковий період продувки рідкоплинного окисного шлаку з належною основністю і вмістом оксиду магнію для

випереджаючого окислення фосфору в порівнянні з вуглицем в розплаві;

- спокійний, без викидів і виносів, характер продувки конвертерної ванни в режимі «заглиблених» кисневих струменів при розташуванні рівня спіненого шлаку вище зрізу наконечника фурми протягом переважної частини часу операції;

- більш ефективне допалювання CO до CO_2 в порожнині конвертера для поліпшення теплового балансу плавки з метою переробки підвищеної кількості залізорудної сировини (окатишів, агломерату) через дефіцит підготовленого металевого брухту;

- запобігання інтенсивного заметалювання стовбура кисневої фурми, горловини конвертера і екранної поверхні каміна;

- більш інтенсивне перемішування конвертерної ванни на заключній стадії продувки, мінімальний вміст кисню в кінцевому залізовуглецевому ($\leq 0,08\%$ C) і напівпродукті при оптимальному вмісті оксидів заліза в шлаку.

Виходячи з цього актуальними завданнями є розробка (з урахуванням набутого вітчизняного досвіду [7-16]) і освоєння в технологічному маршруті виробництва залізовуглецевого напівпродукту (рис. 1) нової технології комбінованої продувки конвертерної ванни киснем і нейтральним газом з частковим допалюванням газів, що утворюються в робочому просторі агрегату, позбавлена зазначених недоліків і дозволяє досягти істотного ресурсо- та енергозберігаючого ефекту.

Передумови вдосконалення технології і завдання досліджень. На початку 1980-х рр. освоєння комбінованої продувки на 160-т конвертерах Західно-Сибірського металургійного комбінату (ЗСМК) очолив Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України (ІЧМ). Основною метою технології комбінованої продувки конвертерної ванни киснем зверху і нейтральним газом через днище [7-10] що розробляється було зниження витрати рідкого чавуну шляхом підвищення ступеня допалювання монооксиду вуглецю газів, що утворюються в робочому просторі конвертера, завдяки використанню двох'ярусної фурми (рис. 2).

Розроблена ІЧМ і ЗСМК конструкція двох'ярусної фурми мала в наконечнику чотири сопла Лавалля з критичним діаметром ($d_{кр}$) 35 мм, розташованих під кутом (α_1) 150 до вертикалі. У верхньому сопловому блоці, розташованому на 2,5 м вище від торця наконечника, є шість овальних щілинних сопел (19x44 мм), розташованих під кутом (α_2) 300.

При використанні на 160-т конвертерах ЗСМК [7-10] освоєної технології комбінованої продувки, яка передбачає верхню продувку ванни двома незалежно регульованими потоками основного кисню (300-350 m^3/hv) через сопла Лавалля і додаткового кисню (50-100 m^3/hv) через верхні

щільні сопла двох'ярусної фурми, а також подачу нейтральних газів (азоту, аргону) з витратою в межах 6-16 м³/хв через 10 донних одноканальних фурм (діаметр каналу 6-8 мм), вдалося шляхом застосування раціонального дуття і присадок шлакоутворюючих матеріалів забезпечити зниження витрати чавуну, вапна і плавикового шпату на 35-40, 4-5 і 0,8 кг/т сталі відповідно. Вихід рідкої сталі при цьому підвищився на 0,5%.

Однак виявився негативний наслідок використання двох'ярусної фурми при додатковій

витраті кисню (в кількості 12,5-25,0% від загального) через верхній ярус сопел, як прискорений локальний знос циліндричної і верхньої конічної частин футеровки конвертера [7-10]. Через прискорений локальний знос футеровки конвертера після 150-180 плавок доводилося виводити двох'ярусну фурму з експлуатації і переходити на продувку за допомогою звичайної 5-ти соплової фурми (сопла Лавалю з $d_{кр} = 35$ мм і $\alpha_1 = 200$), що забезпечує витрати кисню на рівні 380-400 м³/хв.

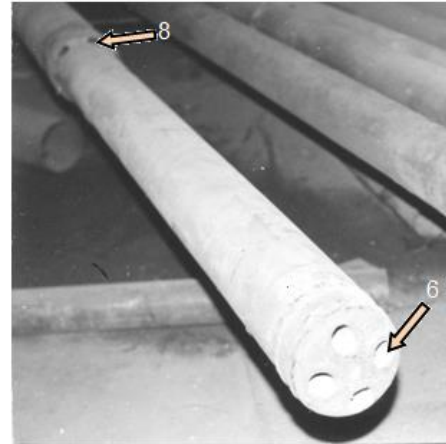
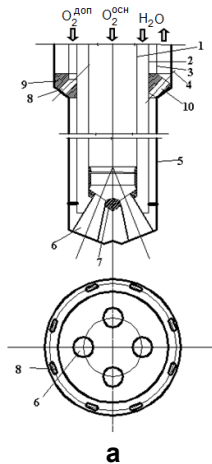


Рисунок 2 - Схема конструкції (а) і вид (б) двох'ярусної фурми: 1 - внутрішня труба для подачі основного потоку кисню до наконечника; 2 - проміжна труба для підведення охолоджуючої води до наконечника; 3 - проміжна труба для подачі додаткового кисню до верхнього соплового блоку; 4,5 - зовнішні труби для відводу води з фурми; 6 - сопла Лавалю наконечника; 7 - наконечник фурми; 8 - верхні щілиновидні сопла; 9 - верхній сопловий блок; 10 - проточки для проходу охолоджуючої води в сопловому блоці $Q_{O_2}^{осн}$ $Q_{O_2}^{доп}$

Для виходу з положення, що створилося, спільними зусиллями співробітників ЗСМК, Дніпродзержинського індустріального інституту ім. М.І. Арсенічева (нині Дніпровський державний технічний університет) і Сибірського металургійного інституту ім. С.Орджонікідзе (зараз це Сибірський державний індустріальний університет) були розроблені та реалізовані заходи щодо підвищення ефективності комбінованої продувки ванни 160-т конвертерів [11-13]. Зокрема, було запропоновано нову конструкцію верхньої двохконтурної фурми з модернізованою системою підведення до неї кисню та азоту (рис.3). Застосування такої фурми і модернізованої системи підведення до неї технологічних газів дозволило вперше здійснювати продування конвертерної ванни двома регульованими потоками основного і додаткового кисню з можливістю регульованою заміни останнього азотом.

Крім того, були спроектовані, виготовлені і випробувані протягом тривалої роботи роботи 12- і 36-ти канальні наконечники з дворядним розташуванням сопел для двоконтурної фурми (рис. 3). У 12-ти канальному наконечнику (рис. 3, б) внутрішній ряд сопел складався з чотирьох сопел Лавалю ($d_{кр} = 35$ мм, $\alpha_1 = 150$) і забезпечував «жорстке» продування конвертерної ванни надзвуковими струменями з витратою 300-350 м³/хв основного кисню для інтенсифікації

зневуглецьовування і розплавлення металобрухту. Вісім овальних щілинних сопел (19x44 мм), розміщених в зовнішньому ряді наконечника під кутом $\alpha_2=300$, забезпечували (при витраті 50-100 м³/хв додаткового кисню) значну за площею в поперечному перерізі завісу плоских звукових кисневих струменів, спрямованих в місця «свищуватого» виходу СО на поверхню ванни для більш ефективного допалювання монооксиду вуглецю до діоксиду з передачею тепла, що виділяється з металевого розплаву.

Більш досконала конструкція 36-ти канального наконечника дозволяла за допомогою центральної групи надзвукових струменів, що формуються при витраті 300-350 м³/хв основного кисню через чотири сопла Лавалю ($d_{кр} = 35$ мм, $\alpha_1 = 120$) внутрішнього ряду, створити в період інтенсивного зневуглецьовування конвертерної ванни об'єднану реакційну зону інтенсивного виділення монооксиду вуглецю на поверхню ванни. За допомогою спрямованих звукових струменів зовнішнього ряду, що стікали через 32 циліндричних сопла діаметром 8 мм під кутом $\alpha_2 = 300$ при витраті додаткового кисню 50-100 м³/хв, здійснювалося допалювання СО до СО₂ в «свищевому» потоці газів, що відходять (через шар спіненого шлаку) з реакційної зони газів в режимі зменшення значного виводу крапель металу і шлаку.

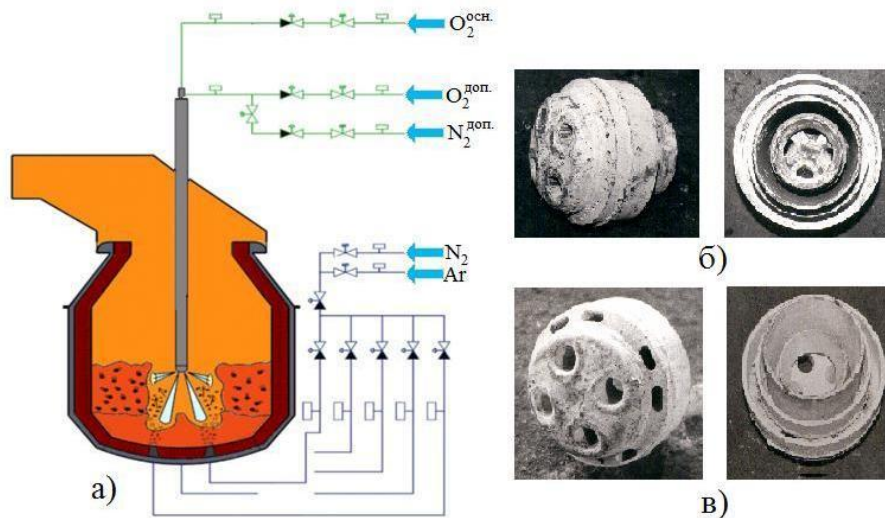


Рисунок 3 - Схема реалізованої комбінованої продувки конвертерної ванни (а) з використанням двоконтурної фурми з 12-ти (б) і 36-ти (в) канальними наконечниками з дворядним розташуванням сопел

Для донного перемішування конвертерної ванни нейтральними газами з витратою 6-16 м³/хв використовувалися 8-10 одноканальних вогнетривких блоків (виробництва Всесоюзного інституту вогнетривів і російського комбінату «Магнезит») з соплами діаметром 8 мм, розташованими по контуру сегмента кола, діаметр якого становив 0,45-0,51 від загального діаметра днища.

Освоєння налагодженого режиму комбінованої продувки через двоконтурну фурму (рис. 3) з 12-ти і 36-ти канальними наконечниками [11] забезпечило більш помітне зниження витрати чавуну і вапна (в межах 18,0-30,7 і 0,8-2,3 кг/т сталі відповідно) в порівнянні з продувкою через двоярусну фурму (рис. 2) при порівнянних витратах основного і додаткового кисню. Разом з тим було попереджено локальний знос циліндричної і верхньої конічної частин футеровки конвертера, що відбувається при використанні двоярусною фурми, в зв'язку з чим застосування двоконтурної фурми стало доцільним протягом всієї кампанії по футеровці конвертера.

Була також вдосконалено технологію комбінованої продувки [12,13] з застосуванням двоярусної фурми (рис. 2). Збільшення витрат основного кисню (до 350-380 м³/хв) через сопла Лавалю і зниження витрати додаткового кисню (до 20-55 м³/хв, що складає 5,0-13,7% загальної витрати кисню) через щільніні сопла з короткочасною заміною останнього азотом (з витратою 20-60 м³/хв) в певні періоди даної операції (для осаджування спіненого шлаку при постійному вдуванні 6-8 м³/хв нейтрального газу через днище дозволили:

- більш гнучко управляти станом спіненого шару шлакометалевої емульсії для запобігання її викидів, більш ефективно допалювати гази без посиленого зносу футеровки конвертера;

- знизити витрату чавуну на 14,5 кг/т сталі, а вміст оксидів заліза в шлаку - на 0,5%;
- збільшити залишковий вміст марганцю на 0,02%, а вихід придатного - на 0,8%.

В останні роки з метою підвищення ефективності роботи 160-т конвертерів по малшлаковій технології [14] з проміжним скачуванням первинного низькоосновного шлаку на дослідно-промисловій кампанії плавок досліджена технологія верхньої продувки ванни через спрощену конструкцію двох'ярусної фурми з розділеним кисневим потоком [15,16] з інтенсивністю подачі кисню на допалювання газів, що становить 3-5% від загальної. В результаті, як і в зарубіжних дослідженнях [17,18], вдалося досягти запобігання локального руйнування верхньої футеровки конвертера, а також значного відкладання металу на горловині агрегату.

Разом з тим, до числа встановлених недоліків спрощених конструкцій двоярусних фурм [15-18] зі спеціальним розподільником, встановленим на кисневій трубі фурми, що виконує функції розподілу потоку кисню на основний і додатковий, які подаються через нижній і верхній яруси сопел фурми відповідно (без можливості незалежного регулювання витрат на кожен ярус) відносяться:

- формування над многосопловим наконечником (містить 4-6 сопел Лавалю, розташованих по колу під кутом до вертикальної осі фурми) металошлакового настилу, розміри якого збільшувалися від плавки до плавки, що призводило до зняття фурми для видалення настилу;

- епізодичне пошкодження зовнішньої труби фурми під верхнім сопловим блоком через вплив верхніх кисневих струменів, що супроводжувалося початковим утворенням вимойн на трубі з подальшим прогаром останньої і припиненням експлуатації фурми;

- фурма не пристосована для нанесення шлакового гарнісажу на футеровку конвертера при подачі через неї азоту, тому що верхній ярус азотних струменів створює завісу, яка перешкоджає попаданню і наморозуванню на поверхні верхньої частини футеровки конвертера шлакових бризок, що утворюються при роздуванні кінцевого шлаку нижнім ярусом азотних струменів.

З урахуванням переваг і недоліків розглянутих технологій комбінованої продувки конвертерної ванни і дуттєвих пристроїв для їх реалізації [7-16] запропоновано новий спосіб комбінованої продувки ванни 160-т конвертерів [6] з використанням нової конструкції триярусної фурми і системи підведення до неї двох регульованих потоків основного і додаткового кисню з можливістю повної заміни їх на нейтральний газ (рис. 4), що дозволяє істотно розширити технологічні можливості комбінованої продувки конвертерної ванни (див. табл.1).

Для розробки конструкції триярусної фурми (рис. 4, б-г), яка передбачає усунення недоліків двоярусних дуттєвих пристроїв, було необхідно:

- з використанням високотемпературного моделювання придбати достовірну інформацію про особливості фізико-хімічних явищ в ході продувки конвертерної ванни з допалюванням газів, що відходять через, дво- і триярусну фурми;
- на основі даних високотемпературного моделювання та досвіду розробки промислових

конструкцій двоконтурних і двоярусних фурм [11,12,15,16] спроектувати триярусну фурму і запропонувати режим комбінованої продувки конвертерної ванни з її використанням.

До теперішнього часу виявлено основні фізико-хімічні закономірності поведінки реакційної зони впливу кисневих струменів на конвертерну ванну в ході верхньої продувки з використанням багатосоплової фурми [19-21], в тому числі двоконтурних [21], параметри зміни форми і розмірів кратерів, що утворюються, а також особливості бризгоутворення і виходу на поверхню ванни газоподібних продуктів окислення вуглецю. Однак повністю відсутня інформація про реальні фізико-хімічні явища, що супроводжують верхню продувку конвертерної ванни групами над- і звукових кисневих струменів, що формуються соплами Лавалю і циліндричними дво- і триярусними фурмами, що не дозволяє усвідомлено підійти до розробки оптимальних конструкцій багатоярусних фурмених пристроїв і способів продувки, що забезпечують:

- поліпшення теплового балансу конвертерної плавки за рахунок допалювання CO до CO₂ в порожнині конвертера із запобіганням підвищеного локального зносу футеровки верхньої циліндричної і конусної частин конвертера;
- зниження інтенсивності відкладення металу на технологічному обладнанні (стовбура фурми, горловини конвертера і екранної поверхні каміна).

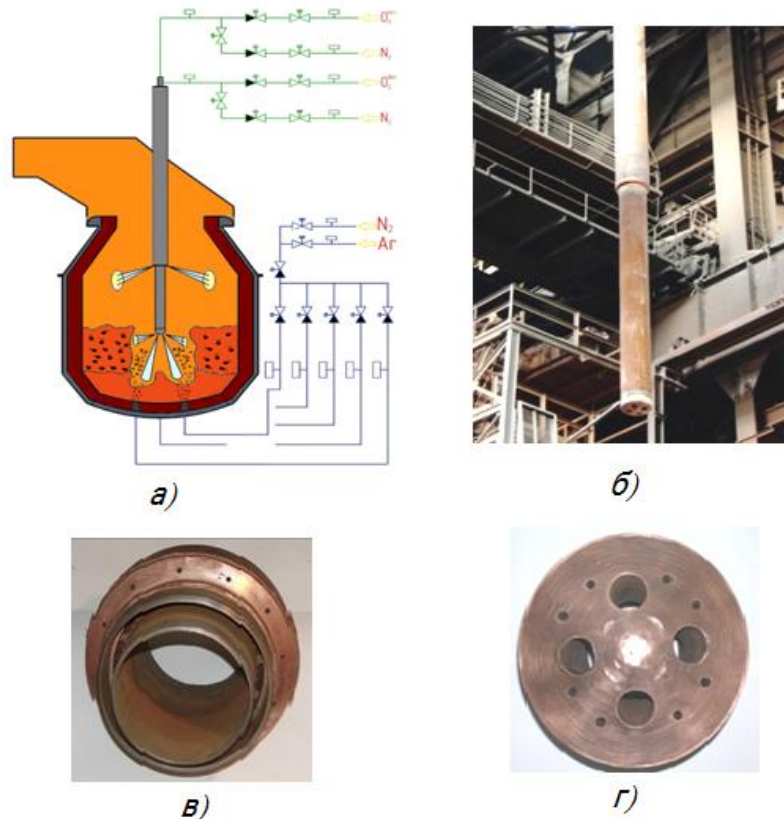


Рисунок 4 - Пропонована схема оснащення 160-т конвертерів регульованим підведенням технологічних газів до верхньої триярусної фурми і донним дуттєвим пристроєм (а), фото фурми (б), верхнього соплового блоку (в) і нижнього двоярусного наконечника (г)

Таблиця 1

Завдання та шляхи їх вирішення в напрямку підвищення ресурсо- і енергозберігаючої ефективності комбінованої продувки конвертерної ванни

Поставлена задача	Способи вирішення завдання
1. Збільшення числа керуючих впливів на хід продувки	Застосування триярусної кисневої фурми і організація продувки конвертерної ванни групами над- і звукових кисневих і нейтральних газових струменів
2. Прискорення процесу шлакоутворення без добавок плавикового шпату, інтенсифікація видалення фосфору при високому вмісті вуглецю, зниження вмісту азоту і водню в залізобудельних розплаві в ході продувки	Збільшення кількості реакційних зон впливу над- і звукових кисневих струменів на поверхню ванни з оптимальним розподілом подаваного кисню між металевою, шлаковою і газовою фазами порожнини конвертера і формуванням спіненої шлакометалевої емульсії, стійкої більшу частину часу продувки
3. Поліпшення теплового балансу конвертерної плавки	Підвищення ефективності допалювання у спіненому шлаку «свищуватого» потоку CO, що виходить з основної реакційної зони взаємодії надзвукових кисневих струменів з ванною, шляхом формування зустрічно спрямованої подвійної завіси звукових кисневих струменів
4. Запобігання інтенсивного відкладення металу на стовбурі фурми, горловині конвертера і каміна	Придушення інтенсивного виносу крапель металу і шлаку в напрямку стовбура фурми і горловини конвертера за рахунок створення над основною реакційною зоною подвійної завіси звукових кисневих, а при необхідності азотних струменів
5. Запобігання локального зносу футеровки верхньої частини конвертера	Придушення агресивного впливу факелів допалювання CO до CO ₂ і переокислення шлаку на футеруванні локалізацією допалювання в межах біляфурменного «свищуватого» потоку відхідних газів з основної реакційної зони
6. Управління спіненням шлаку і запобігання викидів	Осаджування надмірно спіненого шлаку і придушення викидів за допомогою короткочасної подачі азотних струменів під спінену шлакометалеву емульсію
7. Зниження окислення металу і шлаку на заключному етапі продувки	Для виплавки сталі середньовуглецевих марок продування закінчують при отриманні 0,12-0,15% вуглецю в металі. Для виплавки низьковуглецевих сталей на заключній стадії продувки при вмісті вуглецю в металі на рівні менше 0,12% переходять на «жорстке» кисневе дуття через сопла Лаваля з подачею азоту через циліндричні сопла з мінімальною витратою, щоб уникнути «запечаткування» сопел бризками металу і шлаку

Установка і методика високотемпературного моделювання. Дослідження проводили на змонтованій установці, що мала 60-кг конвертер (рис. 5, а), забезпечений можливістю знімати горловини з вікном для фіксації ходу продувки відеокамерою зі швидкістю 300 кадрів / с.

Футеровка конвертера виконана шляхом набивання по шаблонах з обпаленого магнезитового порошку зі зв'язкою на рідкому склі. Зменшення тепловтрат досягається застосуванням шару каолінової вати і листового азбесту, прокладених між кожухом і футеровкою конвертера. Випал і розігрів футеровки конвертера здійснювався газовим пальником. Відведення димових газів, що утворюються в ході розігріву футеровки, так і продувки конвертерної ванни проводиться через металевошланговий рукав,

з'єднаний з пиловідводним вентилятором і димарем.

Однорядні мідні наконечники двоярусних кисневих фурм виконані з умовою [22] створення групою надзвукових кисневих струменів, що стікали з чотирьох сопел Лаваля, відокремлених (фурма №1 *) і об'єднаної (фурма №2 *) реакційних зон інтенсивного виходу потоку CO на поверхню ванни. Для допалювання монооксиду вуглецю звуковими кисневими струменями верхньої мідний сопловий блок забезпечений 8-ю циліндричними соплами, розташованими під нахилом 450 до вертикалі в першому варіанті конструкції фурми (№1 *) і 300 - у другому (№2 *).

Для верхньої продувки конвертерної ванни були використані дво- і триярусні водоохолоджувані кисневі фурми (табл. 2).

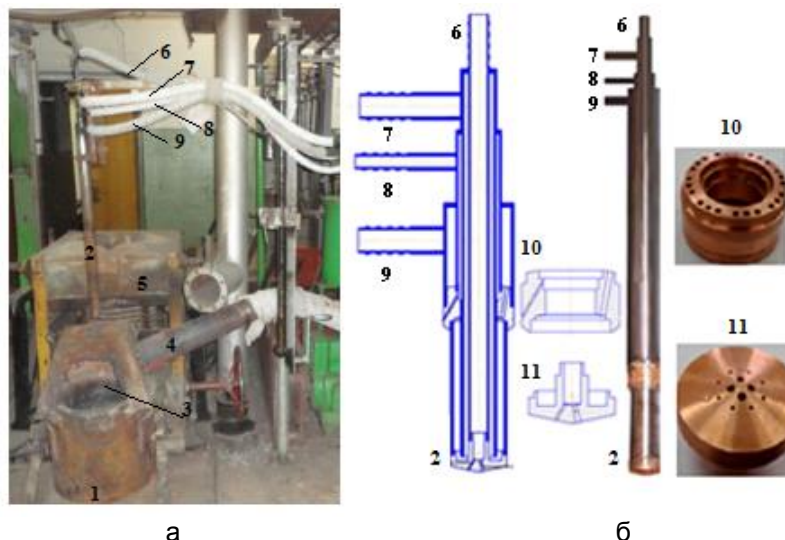


Рисунок 5 - Вид лабораторного конвертера (а) і триярусної кисневої фурми (б): 1-конвертер; 2-фурма; 3-оглядове вікно; 4-металевошланговий рукав для відводу конвертерних газів; 5-тигель 160-кг індукційної печі; 6,8-патрубки підведення основного і додаткового кисню відповідно; 7,9-патрубки підведення і відведення охолоджуючої води відповідно; 10-верхній сопловий блок; 11-дворядний наконечник

Таблиця 2
Конструктивні параметри багаторярусних фурм

Параметри	Вид фурми		
	Дворярусна		Триярусна
	№1 *	№2 *	
Наконечник			
Число сопел Лаваля / циліндричних, шт.	4 / -	4 / -	4/8
Кут нахилу до вертикалі фурми, град сопел Лаваля (α_1) / циліндричних (α_2)	15 / -	12 / -	12/30
Критичний ($d_{кр}$) / вихідний ($d_{вих}$) діаметр сопла Лаваля, мм	1,7 / 2,5	1,7 / 2,5	1,7 / 2,5
Діаметр циліндричних сопел (ДЦ), мм	-	-	1,0
Верхній сопловий блок			
Число циліндричних сопел, шт.	8	8	8
Кут нахилу до вертикалі (α_3), град	45	30	30
Діаметр сопел, мм	1,0	1,0	1,0
Відстань верхнього соплового блоку від торця наконечника ($H_г$), мм	105	105	105

Дворядний наконечник триярусної фурми спроектований так, щоб за допомогою чотирьох основних надзвучових кисневих струменів, що подаються через сопла Лаваля внутрішнього ряду, сформувані загальну реакційну зону інтенсивного виділення СО на поверхню ванни при різному рівні спіненого шлаку, а додатковими звуковими кисневими струменями з восьми циліндричних сопел зовнішнього ряду допалювати СО до СО₂ в безпосередній близькості до металевого розплаву. Крім того, на шляху подальшого руху потоку СО до горловини конвертера, в тому числі через спінений шар шлакометалевої емульсії, забезпечити додаткове допалювання останнього звуковими кисневими струменями, що стікають з 8 циліндричних сопел верхнього соплового блоку.

В ході експериментів незалежно регульована витрата основного $Q_{O_2}^{осн}$ і додаткового $Q_{O_2}^{доп}$ кисню змінювався в межах 0,12-0,25 і 0,011-0,13 м³/хв

або 2,0-3,3 і 0,18-1,65 м³/т·хв відповідно через групи сопел Лаваля і циліндричних. В даному випадку інтенсивність подачі кисню на допалювання газів становила 5,2-35,0% від загальної на продувку конвертерної ванни. Висоту фурми над рівнем ванни в спокійному стані змінювали в межах 20-50 калібрів (діаметрів критичного перетину сопла Лаваля).

Рідкий низькомарганцовистий чавун, що має хімічний склад 4,05-4,50% С, 0,49-0,90% Si, 0,03-0,08% Mn, 0,022-0,050% S і 0,048-0,058% P і температуру 1600 -1650°C, готували в кислому тиглі 160-кг індукційній печі з урахуванням тепловтрат за час заливки чавуну в конвертер і підготовчих робіт (установка горловини, відбір проби і вимірювання температури чавуну, вимір глибини ванни, фіксація багаторярусної фурми на заданій висоті) перед початком продувки.

Порядок продувки чавуну киснем через багатоярусні фурми з введенням кускових (фракція 10-12 мм) вапна і плавикового шпату в ході операції змінювали за заздалегідь складеною програмою. В ході продувки проводився відбір проб металу і шлаку. Після падіння факела над горловиною конвертера ($[C] \leq 0,08\%$) піднімали фурму з одночасним припиненням подачі кисню. У відпрацьованому варіанті дуттьового і шлакового режимів ведення плавки температура розплаву зростала в ході продувки з початкових 1300-1340 до 1610-1630^oC після закінчення операції.

Основні результати високотемпературного моделювання. Обробка отриманих в ході проведених плавок матеріалів дозволила

отримати нову інформацію про особливості фізико-хімічних процесів, що розвиваються в ході продувки конвертерної ванни з допалюванням газів, що відходять з використанням дво- і триярусної фурм (табл. 2).

У початковий період продувки (до 20-30% часу операції), при незмінних значеннях витрат основного і додаткового кисню і висоти фурми над ванною після стійкого «запалювання» плавки в умовах глибокого проникнення надзвучових кисневих струменів в розплав чавуну, здійснюється наведення основного окисного шлаку за рахунок присадки необхідної кількості вапна і плавикового шпату (рис. 6).

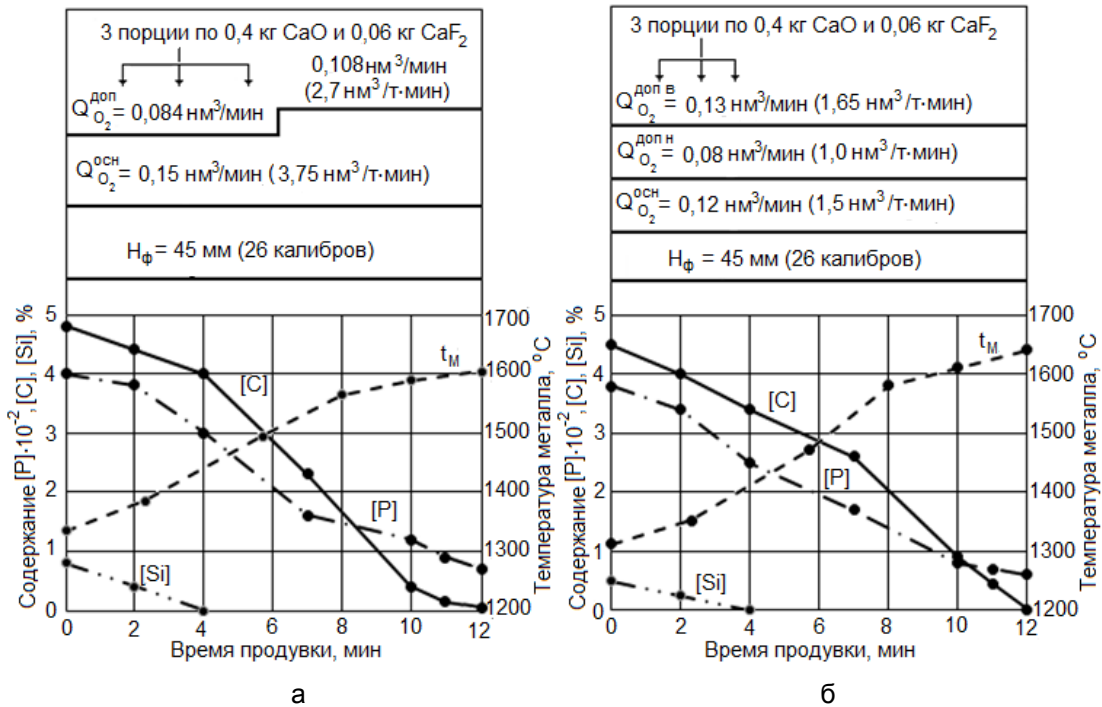
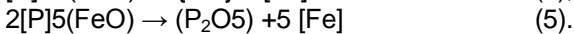
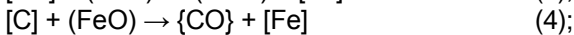
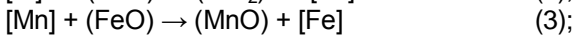
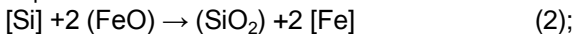


Рисунок 6 - Зміна хімічного складу і температури металу по ходу плавки з використанням двоярусної №2*(а) і троярусної (б) фурм при вибраних параметрах дуття і присадок шлакоутворюючих матеріалів

При цьому формується реакційна зона впливу кисневих струменів на конвертерну ванну, що складається з первинної (Iр.з.) і вторинної (IIр.з.) реакційних зон [23,24]. У межах первинної реакційної зони в результаті тотального спалювання залучених в кисневі струменя обсягів чавуну отримує переважний розвиток процес окислення заліза



Переважно утворюються в Iр.з. оксиди заліза надходять у вторинну реакційну зону (IIр.з.), де реагують безпосередньо з домішками металу по реакціях:



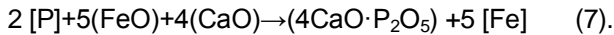
У початковий період продувки у вторинній реакційній зоні (IIр.з.), відповідно до більш сприятливих термодинамічних умов, розвивається повне окислення кремнію, часткове марганцю і фосфору, в результаті чого утворюються продукти реакцій у вигляді залізо-марганцевих силікатів і невикористаної частини оксидів заліза, які спливають на поверхню ванни і взаємодіють з присадками кускового вапна і плавикового шпату.

З інтенсифікацією окислення вуглецю за межі реакційної зони посилюється потік великих і дрібних бризок металу, спрямованих в шлак, що утворюються в результаті подрібнення, металеві корольки (к) піддаються в шлаку зневуглецьовуванню



При цьому дрібні бульбашки CO накопичуються в шлаку і формують спінену шлакометалевою емульсією.

На межі розділу шлак-метал і в обсязі спіненої шлакометалевої емульсії переважний розвиток отримує окиснення фосфору по реакції



З початком періоду інтенсивного зневуглицювання ванни і утворення рівня спіненої шлакометалевої емульсії поблизу торця наконечника дво- і триярусних фурм продувка супроводжується виходом монооксиду вуглецю з реакційної зони на поверхню ванни в формі своєрідних «свищів», які утворюються в момент руйнування спливаючих з певною частотою макропузирів CO. У цьому випадку формування факелів допалювання CO до CO₂ відбувається тільки на стороні «свища», тобто в процесі допалювання беруть участь тільки звукові струменя додаткового кисню, орієнтовані в

напрямку «свища», інші ж струмені занурюються у спінений шлак і взаємодіють з останнім (рис. 7).

В умовах перекриття шлакометалевою емульсією верхнього соплового блоку фурм зародження в межах вторинних реакційних зон обсягів CO, подальше збільшення і спливання утворених макропузирів, часткове допалювання в них CO до CO₂, супроводжується первісним збільшенням висоти спіненого шару шлаку в біляфурменній зоні з подальшим його зниженням після виходу і руйнування макропузиря на поверхні шлаку. Високотемпературні газоподібні продукти реакції допалювання



передають тепло навколишнього макропузиря оболонці шлакометалевої емульсії, яка в перегрітому до більш високої температури стані виноситься на поверхню ванни, беручи участь в процесі передачі тепла від допалювання через шлак до металевої ванни.

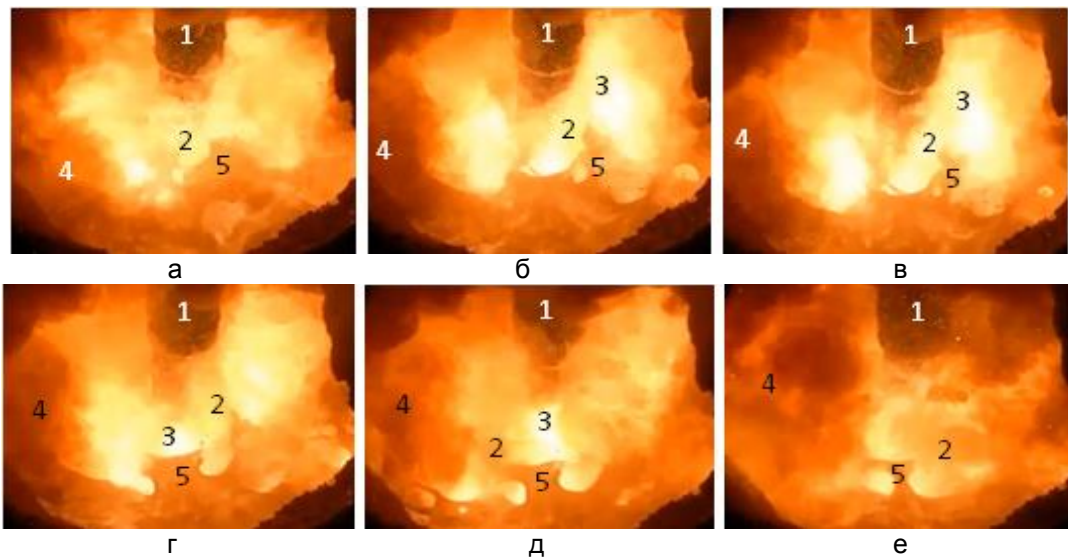


Рисунок 7 - Картина продувки конвертерної ванни з розташуванням рівня спіненої шлакометалевої емульсії нижче торця наконечника фурми: 1 триярусна фурма; 2 реакційна зона взаємодії кисневих струменів з дворядного наконечника з розплавом чавуну; 3 факели допалювання CO до CO₂; 4 вихід потоку бурого диму; 5 сплески шлакометалевої фази

Протягом основного періоду продувки до так званих «перехідних» концентрацій вуглецю (0,9-1,1%) реакція зневуглицювання протікає в межах реакційної зони і на неї витрачається практично весь основний кисень, який вдувається через сопла Лавалю наконечника фурми. З підвищенням швидкості зневуглицювання і відповідно зі збільшенням обсягу монооксиду вуглецю, який виділяється з реакційної зони, відбувається збільшення розмірів макропузирей і частоти їх появи на поверхні ванни (рис. 8).

При рівній швидкості зневуглицювання ванни ефективність допалювання CO до CO₂ збільшується в разі використання для продувки конвертерної ванни дво- (N₂*) і триярусної фурм, оскільки їх конструкції через розміщення сопел Лавалю в наконечнику під кутом

120° до вертикалі, забезпечує формування потужного «свищуватого» потоку CO, що виходить за межі загальної реакційної зони осесиметрично уздовж стовбура фурми. Зі зниженням концентрації вуглецю нижче «перехідних» значень підведення кисню перевищує підведення вуглецю на зневуглицювання в реакційній зоні. Окиснення вуглецю в реакційній зоні з виділенням з неї запиленого потоку монооксиду вуглецю поступово слабшає і починає інтенсифікуватись процес зневуглицювання в обсязі металевої ванни на спливаючих пузирях CO і в місцях їх зародження на футерівці конвертера за рахунок кисню, що надходить із зони продувки. У заключний період продувки після падіння факела над горловиною конвертера з пониженням вмісту вуглецю у ванні нижче 0,08-0,15% швидкість зневуглицювання

зменшується пропорційно зниженню концентрації вуглецю в розплаві до 0,03-0,04%. Надлишок кисню у вигляді оксидів заліза надходить в шлак,

що викликає втрати виходу рідкого залізвуглецевого напівпродукту, але одночасно інтенсифікує процес дефосфорзації.

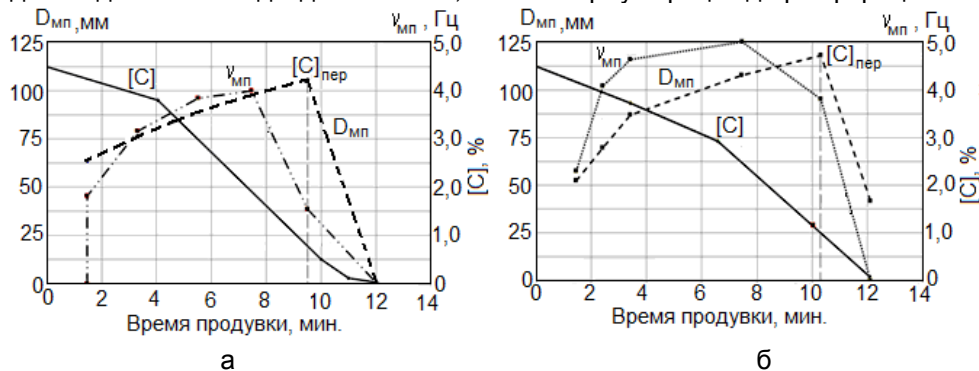


Рисунок 8 - Зміна вмісту вуглецю, діаметра макропузирів, частоти їх появи на поверхні ванни в процесі продувки через двоярусну (а) і троярусну (б) фурми

Як відомо, для прискорення видалення фосфору при високому вмісті вуглецю в конвертерній ванні, а також запобігання утворенню металошлакового настилу на стовбурі звичайної кисневої фурми необхідно досягати максимально раннього спінування шлаку і можливо більшої тривалості продувки з наявністю спіненої шлакометалевої емульсії, що наближається до горловини конвертера, не допускаючи при цьому виникнення викидів.

При таких умовах продувки в наших експериментах на обох конструкціях двоярусних фурм, після вилучення з конвертера, спостерігалися переважно шлакові настилі довжиною 230-250 мм від торця наконечника, які в процесі охолодження мимовільно віддалялися в результаті розтріскування. У той же час при малошлаковій продувці у режимі «жорсткого» впливу надзвукових кисневих струменів на ванну запобігти виносу дрібних крапель металу і шлаку на стовбур фурми і уникнути утворення настилу на обох фурмах не вдалося.

Зазвичай нижче верхнього ярусу сопел на стовбурі фурми, як і в виробничих умовах [15,16], формувалися в основному металеві настилі, видалення яких вимагало значних витрат часу для повернення фурми в роботу.

В результаті проведених досліджень встановлено, що підвищення ефективності допалювання газів, що відходять із запобіганням локального зносу футеровки, інтенсивного заметалювання фурми і горловини конвертера досягається в результаті:

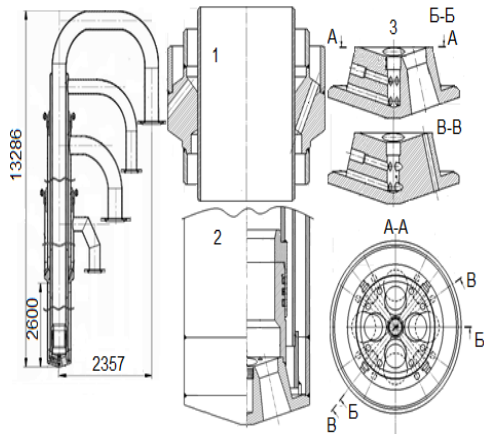
- створення групою надзвукових кисневих струменів заглибленою в металевому розплаві реакційної зони зі «свищевим» виходом з неї уздовж стовбура фурми монооксиду вуглецю на поверхню спіненого шлаку. Це забезпечується в умовах розташування наконечника троярусної фурми над рівнем металевої ванни в спокійному стані на висоті, що дорівнює довжині ядра початкових швидкостей надзвукових струменів з

урахуванням зіткнення в глибині розплаву первинних реакційних зон мінімального діаметра;

- організації на шляху «свищуватого» потоку СО, що виходить за межі вторинної реакційної зони, зустрічно спрямовані подвійні зависи звукових кисневих струменів з розширенням в них областей зі швидкістю 5-12 м/с, порівнянної зі швидкістю переміщення фронту полум'я в суміші СО-О₂. При цьому звукові кисневі струменя, які закінчуються з циліндричних сопел наконечника і верхнього соплового блоку, необхідно направляти на зовнішній кордон вторинних реакційних зон переважного виділення монооксиду вуглецю на поверхню ванни, утворених в умовах глибокого впровадження в металевий розплав надзвукових кисневих струменів.

На основі даних високотемпературного моделювання продувки конвертерної ванни через дво- і троярусну фурми [25,26], створеної методики розрахунку основних конструктивних параметрів і досвіду розробки промислових конструкцій двоконтурних [21,22] і двоярусних фурм [15,16] для умов роботи 160-т конвертерів ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг» спроектована з виготовленням робочих креслень троярусна фурма (рис.3) і запропонований режим комбінованої продувки конвертерної ванни з її використанням [26].

Троярусна фурма забезпечена 12-ти сопловим двоярусним наконечником, в якому під кутом нахилу до вертикалі (α_1) 120 розміщені по колу у внутрішньому ряду 4 сопла Лавалля ($d_{кр} = 41$ мм), а в зовнішньому ряду 8 циліндричних сопел ($D_{Ц} = 9$ мм, $\alpha_2 = 300$), які формують відповідно основні надзвукові і додаткові звукові струменя, а також верхнім 8 сопловим блоком ($D_{Ц} = 13$ мм, $\alpha_3 = 300$), розташованим на відстані 2,6 м від торця наконечника, який забезпечує при подачі додаткового кисню організацію другої зависи над зоною продувки з звукових струменів, призначених для допалювання СО газів, що відходять з одночасним зниженням інтенсивності заметалювання ехнологічного обладнання.



а

Параметри продувки конвертерної ванни	И + ИД 2-3т		И + ИД 4-5т		
	Расход шлакообразующих	$Q_{O_2}^{осн} = 400 \text{ м}^3/\text{мин}$	$Q_{O_2}^{осн} = 380 \text{ м}^3/\text{мин}$	$Q_{O_2}^{осн} = 400 \text{ м}^3/\text{мин}$	
Расход O_2 , $O_2^{доп}$	$Q_{O_2}^{доп} = 20 \text{ м}^3/\text{мин}$	$Q_{O_2}^{доп} = 40 \text{ м}^3/\text{мин}$	$Q_{N_2}^{доп} = 20-15 \text{ м}^3/\text{мин}$		
Высота фурмы	3,0-2,5 $H_{ф}^{нав} = 1,7 - 1,6 \text{ м}$	Промежуточное склеивание шлака $H_{ф}^{рав} = 1,4 - 1,2 \text{ м}$		1,1 - 1,0 м	
Расход N_2 , Ar	$Q_{N_2}^A = 12 \text{ м}^3/\text{мин}$	$Q_{Ar}^A = 16 \text{ м}^3/\text{мин}$			
	Период шлакообразования	Период обезуглероживания		Период доводки	
	0 2 4 6	7 9 11 13 15 17		19 21	
	Продолжительность продувки, мин				

б

Рисунок 9 - Загальний вигляд триярусної кисневої фурми (а), дуттєвий і шлаковий режим (б) комбінованої продувки ванни 160-т конвертерів ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг»: 1 верхній сопловий блок; 2 наконечник; 3 сопловий блок дворядного наконечника

Особливості дуттєвого і шлакового режимів ведення плавки наступні. Донну подачу нейтральних газів (азот, аргон), які перемішують, здійснюють з витратою 12-16 м³/хв через 8 фурм типу «труба в трубі» з вогнетривкої заглушкою в центральному каналі, розміщених в днище конвертера по двох колах. У період завалювання брухту і заливки чавуну через днище подається азот з витратою 8 м³/хв.

Продування плавки киснем протягом 1-2 хвилин після «запалювання» ведеться з витратою основного кисню 360 м³/хв і додаткового 60 м³/хв при висоті триярусної фурми над рівнем ванни в спокійному стані 3,0-2,5 м. Потім фурма плавно опускається на висоту 1,7-1,6 м і при зазначених вище параметрах продування ведеться до закінчення періоду шлакоутворення з повним окисленням кремнію, переважної частини марганцю і фосфору.

Для прискореного наведення первинного окисного шлаку (18-23% FeO, 1-2% MgO, CaO/SiO² = 1,9-2,1), який має необхідну дефосфоруєчу здатність, проводиться присадка звичайного і доломітизованого вапна в співвідношенні 3: 1 без добавок плавикового шпату з першої по сьому хвилини продувки трьома-чотирма рівними порціями загальною вагою 2-3 т. Температурний хід процесу регулюється присадкою 0,2-0,3 т залізорудних окатишів.

Після витрати 2500-2800 м³ кисню на протязі 6-7 хв. продувки з наявністю спіненої шлакометалевої емульсії перший період плавки закінчується проміжним скочуванням приблизно половини первинного шлаку.

В період інтенсивного зневуглицювання ванни робоча висота фурми над рівнем ванни в спокійному стані підтримується в межах 1,4-1,2 м, а

витрата основного і додаткового кисню становить 360 і 60 м³/хв відповідно при донній подачі азоту 12 м³/хв. Проводиться наведення шлаку з основністю 3,5-4,0 і вмістом 10-12% MgO шляхом присадки порції звичайного і доломітизованого вапна, а при необхідності магнезійних модифікаторів.

По досягненню витрати на продувку 4000-4500 м³ проводиться заміна вдуваного через днище азоту на аргон з витратою 16 м³/хв, подача якого зберігається до моменту повалення конвертера.

В останні 2-3 хв. продувки з метою зниження окислення металу і шлаку при виплавці залізовуглецевого напівпродукту триярусна фурма опускається на висоту 1,1-1,0 м, витрата основного кисню збільшується до 390-400 м³/хв, а додатковий кисень замінюється на азот з витратою 15-20 м³/хв, що дозволяє запобігти запечатування верхніх циліндричних сопел бризками металу і шлаку.

З початком випуску залізовуглецевого напівпродукту з конвертера через днище подається азот з інтенсивністю 5 м³/хв. По закінченню випуску металу з переходом на раздувку кінцевого шлаку з нанесенням шлакового гарнісажу на футеровку, щоб уникнути запечатування донних фурм високомагнезійним шлаком, витрата азоту становить 18 м³/хв, а після ошлакування футерування знижується до 8 м³/хв. Кінцевий шлак, що залишився, використовується в новій плавці.

ВИСНОВКИ

Висвітлено вітчизняний досвід розробки та вдосконалення технології комбінованої продувки конвертерної ванни киснем зверху через багатоярусні кисневі фурми і нейтральним перемішувачим газом (азот, аргон) через днище.

На основі даних високотемпературного моделювання продувки конвертерної ванни,

створеної методики розрахунку основних конструктивних параметрів і досвіду розробки промислових конструкцій багаторусяних фурм розроблено та запропоновано до промислового освоєння триярусна фурма нової конструкції, технологія комбінованої продувки киснем і

нейтральним газом ванни 160-т конвертерів. Практична реалізація представлених рішень забезпечить підвищення технологічних і техніко-економічних показників плавки в порівнянні з використанням відомих розробок в даній області.

Библиографический список

1. Ogava Y., Maruoka N. Progress of hot metal treatment technology and future outlook / Y. Ogava, N. Maruoka // *Tetsu-to-hagane = Journal of the Iron and Steel Institute of Japan*.-2014.- v. 100.- № 4.- P. 434-444.
2. Kishimoto Y., Saito N. Development and prospect of combined blowing converter in Japan / Y. Kishimoto, N. Saito // *Tetsu-to-hagane = Journal of the Iron and Steel Institute of Japan*.-2014.- v. 100.- № 4.- P. 445-455.
3. Ярошенко А.В. Оптимизация комбинированной продувки в конвертере с применением нового технического обеспечения / А.В.Ярошенко, Ю.Ф.Суханов, Ю.Н. Долгих // *Сталь*. – 2008. - № 8. – С. 19-21.
4. Данилин Ю.А. Система комбинированной продувки жидкой конвертерной ванны на Нижнетагильском металлургическом комбинате / Ю.А. Данилин, С.В. Виноградов, Н.В. Мухранов, В. Герберт // *ОАО «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия»*.- 2008.- №6.- С.51-53.
5. Смирнов Л.А. Освоение технологии комбинированной продувки в 160-т конвертерах / Л.А.Смирнов, А.А.Бабенко, Ю.А.Данилин и др. // *Сталь*. – 2010. - №5. – С.43-45.
6. Чернятевич А.Г. Направления совершенствования комбинированной продувки конвертерной ванны кислородом и нейтральным газом / А.Г. Чернятевич // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: сб. науч. тр. ИЧМ*.- 2015.- Вып. 28.- С. 147-160.
7. Шнееров Я.А. Комбинированная продувка металла с подачей нейтрального газа через днище конвертера / Я.А.Шнееров, С.З.Афонин, В.В.Смокий и др. // *Сталь*. – 1985. - № 11. – С. 16-21.
8. Айзатулов Р.С. Комбинированная продувка металла в 160-т конвертерах ЗСМК / Р.С. Айзатулов, В.В. Смокий // *Сталь*. – 1986.-№10.-С.12-13.
9. Смокий В.В. Комбинированные процессы выплавки стали в конвертерах / В.В.Смокий, В.В.Лапицкий, Э.С.Белокуров. – К.: Техніка, 1992. – 163 с.
10. Смокий В.В. Отечественный опыт комбинированной продувки в конвертере // *Металлургическая и горнорудная промышленность*.- 2012.- № 6.- С. 9-12.
11. Чернятевич А.Г. Комбинированная продувка конвертерной ванны с использованием двухконтурной фурмы / А.Г. Чернятевич, Л.А. Ганзер, Р.С. Айзатулов и др. // *Черная металлургия: Бюл. НТИ*.- 1988.- № 7.- С. 48-50.
12. Чернятевич А.Г. Комбинированная продувка с подачей нейтрального газа сверху и через днище конвертера / А.Г.Чернятевич, Р.С.Айзатулов, Л.М.Учитель и др. // *Сталь*. – 1989. - № 5. – С.20-23.
13. Чернятевич А.Г. Повышение эффективности комбинированной продувки ванны 160-т конвертеров / А.Г. Чернятевич, Р.С. Айзатулов, Л.М. Учитель и др. // *Бюллетень ЦНИИ и ТЭИ ЧМ*.- 1989.- № 12.- С.48,49.
14. Старов Р.В. Малошлаковая технология конвертерной плавки / Р.В.Старов, Н.М.Омель, В.Г.Горобец и др. // *Сталь*. – 1989. - № 5. – С. 25-28.
15. Чернятевич А.Г. Разработка конструкции двухъярусной фурмы и режима продувки ванны 160-т конвертеров ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» с ее использованием / А.Г. Чернятевич, Е.Н. Сигарев, И.В. Чернятевич и др. // *Теория и практика металлургии*. - 2012.- № 5-6.- С. 76-85.
16. Чернятевич А.Г. Разработка и совершенствование конструкции двухъярусной фурмы для 160-т конвертеров ПАО «ЕМЗ» / А.Г. Чернятевич, А.Г. Коваленко, А.В. Сущенко и др. // *Теория и практика металлургии*.- 2014.- № 3-6.- С. 20-28.
17. Rymarchyk N. Post combustion lances in Basic Oxygen Furnace (BOF) operations / N. Rymarchyk // *Steelmaking Conference Proceedings*. – 1998. – P. 445-449.
18. Stone R.P. Further process improvements at Severstal Sparrows Point via new technology implementation / R.P. Stone, D. Neith, S. Koester et al. // *AIS Tech 2009 Proceedings*. – 2009. - №1.- P.737-747.
19. Чернятевич А.Г. Макрокартина физических явлений в реакционной зоне кислородного конвертера при продувке многосопловыми фурмами / А.Г. Чернятевич, Е.Я. Зарвин, Ю.Н. Борисов и др. / А.Г. Чернятевич, Е.Я. Зарвин, Ю.Н. Борисов и др. // *Изв. ВУЗов. Черная металлургия*.- 1977.- № 12.- С. 61-65.

20. Чернятевич А.Г. Некоторые вопросы распространения кислородных струй в рабочем пространстве конвертера / А.Г. Чернятевич, Б.И. Шишов // Изв. ВУЗов. Черная металлургия.- 1981.- № 1.- С. 28-32; № 3.- С. 42-45.
21. Чернятевич А.Г. Экспериментальное изучение параметров реакционной зоны в условиях комбинированной продувки / А.Г. Чернятевич, Е.В. Протопопов // Изв. ВУЗов. Черная металлургия.- 1991.- № 6.- С. 17-22.
22. Чернятевич А.Г. Разработка наконечников двухконтурных фурм для кислородных конвертеров / Чернятевич А.Г., Протопопов Е.В // Изв. ВУЗов. Черная металлургия.- 1995.- № 12.- С. 13-17.
23. Охотский В.Б. Модель процесса рафинирования металла при продувке его кислородом сверху / В.Б. Охотский, А.Г. Чернятевич // Изв. ВУЗов. Черная металлургия.- 1972.- № 10.- С. 61-64.
24. Баптизманский В.И., Охотский В.Б. Физико-химические основы кислородно-конвертерного процесса: Монография.- Киев-Донецк: Вища школа. Головное изд-во, 1961.- 184 с.
25. Чернятевич А.Г. Картина продувки конвертерной ванны с использованием двухъярусной кислородной фурмы / А. Г. Чернятевич, Е.Н. Сигарев, Л. С. Молчанови и др. // Бюллетень «Черная металлургия». – 2017. – №12. – С. 39–45.
26. Чернятевич А.Г. Высокотемпературное моделирование продувки конвертерной ванны с применением трехъярусной фурмы / А. Г. Чернятевич, Л. С. Молчанов, П. О. Юшкевич // Металл и литье Украины. – 2017. – №6-7. – С. 17–21.
27. Чернятевич А.Г. Направления повышения эффективности продувки ванны 160-т конвертеров ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» / А.Г. Чернятевич, Л.С. Молчанов, П.О. Юшкевич // Теория и практика металлургии. – №3–4. – 2017. – С.66–74.

Стаття надійшла 16.05.2018р.

Рецензент: д.т.н., проф. Сігарьов Є.М.

UDC 621.772

Frolov Ya., Zubko Yu., Bobukh O.

PRINCIPLES OF MULTI THREAD NON EQUAL CHANNEL ANGULAR EXTRUSION

Фролов Я.В., Зубко Ю.Ю., Бобух О.С.

ОСНОВИ БАГАТОКАНАЛЬНОГО ПРЕСУВАННЯ З БІЧНИМ ВІТКАННЯМ

This paper presents an analysis of existing methods of intense plastic deformation that provides a high-quality microstructure that provides high mechanical properties. also, the article presents a new method of intensive plastic deformation, which was developed on the basis of the presented ones. The new method is devoid of the shortcomings of its predecessors, and it allows to obtain a practically finished part for 1 deformation transition. The first study of the new process was carried out to understand the flow of metal inside the instrument. The experiments were carried out on lead and compare with FE model. All the results obtained are presented in the corresponding sections of the paper.

Key word: ECAE, NECAE, microstructure, deformation, extrusion, intensive deformation

У даній статті представлено аналіз існуючих методів інтенсивної пластичної деформації, що забезпечує високу якість мікроструктури, яка забезпечує високі механічні властивості. Крім того, у статті представлений новий метод інтенсивної пластичної деформації, який був розроблений на основі попередників. Новий метод позбавлений недоліків своїх попередників, і це дозволяє отримати практично готову деталь за 1 деформаційний перехід. Перші дослідження нового процесу були пов'язані з потоком металу всередині інструменту. Експерименти проводилися на свинці, та порівнювалися з кінцево-елементною моделлю. Всі отримані результати представлені у відповідних розділах роботи.

Ключові слова: РККП, НРККП, мікроструктура, деформація, екструзія, інтенсивна пластична деформація

The main competitive advantage of steel products produced using the processes of metal forming, is a combination of high strength with sufficiently high level of impact toughness. The metal structure elaboration that after appropriate heat treatment provides the uniform fine-grained structure of the metal, takes place exactly in the processes of metal forming [1]. This structure is a necessary condition to achieve the required combination of product strength and plastic properties [2]. The analysis of the standards requirements for steel products shows that with the decrease of the conditional thickness of the product the relation between the tensile strength and yield strength usually increases for most known materials [3, 4]. This is due to the fact that the increase of the deformation degree leads to the decrease of the grain size for the most of the technological processes of metals forming.

The most common methods of the severe plastic deformation are asymmetric rolling [5] and angular pressing [6]. This work is concerned with the development of the latter.

Angular pressing can be performed with decrease of the cross sectional area in the deformation zone, and without it. In this case it refers to equal-channel angular pressing (ECAE). ECAE is one of the methods of severe plastic deformation [7]. Unlike other methods of SPD, ECAE sufficiently uniformly refines the grains and changes their shape. [6] This method is used to produce ultrafine-grained [8] plastically deformable metals. The intensification of the processes of the plastic shear is caused by changing the angle β between the inlet and outlet channel of the matrix (Fig. 1).

Recently, equal-channel angular pressing has progressed from the exotic method of metals

processing to the established and recognized method of producing very fine grains at the wide range of metals and alloys. Due to this, in the present time, ECAE is the most developed of all the possible methods of intensive plastic deformation. In addition, ECAE has the greatest potential for use on industrial scale [9].

The decrease of the grain during ECAE provides the occurrence of metals superplastic effect that is of great interest to modern aviation and aerospace industry. [10]

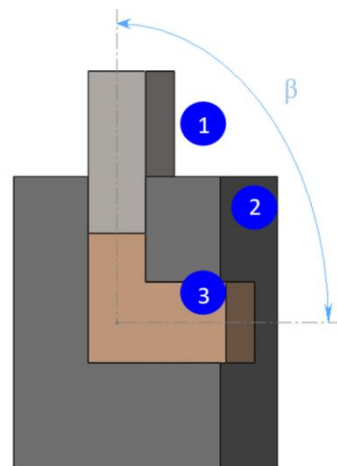


Figure 1. The scheme of equal-channel angular pressing:
1 – punch; 2 – matrix; 3 – work piece.

The important feature of the ECAE process is the so-called additivity of grain refining with increase of deformation number. This feature allows to expose the metals and alloys with low plasticity, and

considerable anisotropy of properties to the severe plastic deformation [11, 12].

In the work of La'szlo' S. To'th, A., Rimma Lapovok, Arman Hasania and Chengfan Gub "Non-equal channel angular pressing of aluminum alloy" [11] it is shown that NECAP is a potentially productive process, but as the process itself it has not been studied experimentally. In this work, the scientists presented a comparative experimental study of the processes of ECAP and NECAP. As samples they used aluminum alloy AA2124 processed for 1 pass by each of the methods. For NECAP the matrix modernized in such a way that the ratio of the diameters of the inlet and outlet channels was equal to 2. All tests were performed at the room temperature and the constant pressing speed of 1 s^{-1} . The optical studies of the structure of the samples showed that after one pass of NECAP (figure 2, b), the grains were very elongated compared to the grains of the sample processed with ECAP (figure 2, c).

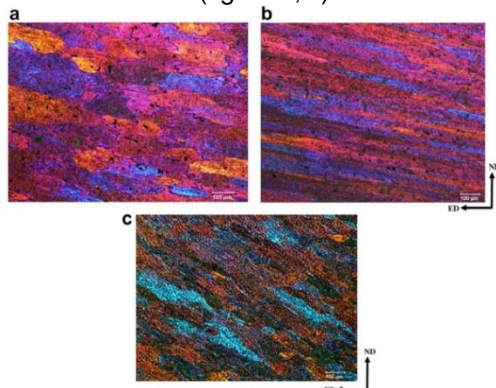


Figure 2. The microstructure of the aluminum alloy AA2124: a) original; b) after NECAP; c) after ECAP; ED – extrusion direction, ND – normal direction [15].

The results presented in this work show that NECAP leads to obtaining finer microstructure in a single pass than ECAP.

Thus, it can be concluded that the methods ECAP and NECAP excellently manage with the formation and development of fine-grained structure of the metal and significantly increase the metal strength, ductility and impact toughness due to shear deformation. However, the known methods have one great disadvantage. The result of these processes is semi-finished product (rod, strip) that requires additional treatment to obtain the finished product. However, thermal or deformational impact on the metal in the processes of such further treatment can negatively affect the structure of the metal. Therefore, the task of using SPD as finishing deformation operation in the production of the finished product is actual. The purpose of this article is to develop the method of obtaining the details of the hub type using the method of severe plastic deformation.

Multi-thread NECAE (hereinafter MNECAE) can become a fundamentally new direction in the production of fine-grained metals and alloys. As in all reviewed methods, the core is in the punching of the

work piece through the matrix that has 2 and more outlet channels located at the angle of 90° to the axis of pressing. This configuration of the matrix allows to provide shear deformations required for grain refining, as well as sufficient hydrostatic support necessary for the intensification of the processes of twinning [12]. The advantage of MNECAP in this case as well is that unlike classical methods of SPD, the finished product is obtained, for example a hub with spokes. At that, the product is obtained from a relatively cheap round work piece that can have the original cast structure.

For the development of the method of MNECAE the tool for pressing of the parts of the hub type using the method of angular pressing was designed and manufactured at the department of metal forming of the National Metallurgical Academy (figure 3).

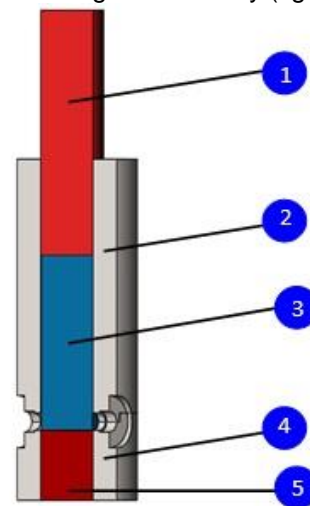


Figure 3. The tool for MNECAE as an assembly: 1 – punch, 2 – upper part of the container, 3 – work piece, 4 – lower part of the container, 5 – support.

The peculiarity of the developed tool is that its matrix is integrated with the container and is performed dismountable. It provides the extraction of the finished pressed part after pressing. Thus, the tool consists of two main parts: the container for the work piece with a half of the outlet channel of the matrix and the support with the second half of the outlet channel of the matrix. To prevent undesired separation of the tool parts, a lock which can be tightened by screws (not shown in the Fig. 6) is provided at the place of their junction. The process of multi-channel angular pressing is practically not studied; therefore, first it is necessary to investigate the metal flow inside the tool, as well as the capabilities of managing the geometric parameters. This will allow in future to study the microstructure of the metal, as well as to develop the technology of composite materials pressing.

Experimental study of metal flow inside the tool.

In order to avoid these drawbacks of lead of C1 grade was also used as a model material for MNECAE. The experiment with this material was the following:

Five cylindrical work pieces of the diameter of 42 mm and the length of 100 mm were previously cut lengthwise.

The coordinate grid with cell size of 2x2 mm was applied with a steel needle on the jointing plane.

MNECAP was conducted at the laboratory press of the nominal force of 160t of the Department of metal forming of the National Metallurgical Academy of Ukraine.

The pressing temperature was room temperature.

As a result of the experiment, the product samples of the type "hub with spokes" were obtained. The peculiarity of the products obtained in the experiment was the split along the axis of two opposite spokes (Fig. 4). Further investigation of the metal flow was performed with simulation by the finite element method implemented in the software package QForm V8, kindly provided by the company Micas Simulations Ltd (Dr. N. Biba). The main objective of the study at this stage was obtaining of geometric similarity of the process and the end product of the type "hub with spokes" to the results of the experiment on the following criteria:

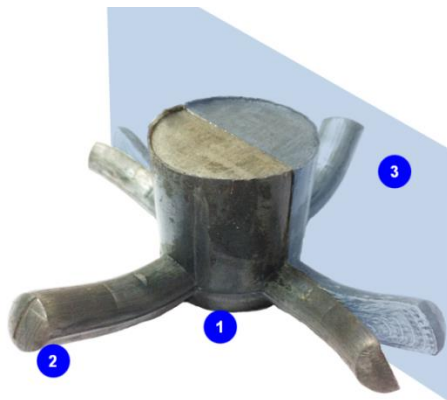


Figure 4. Split along the axis of two opposite spokes: 1 – hub part; 2 – spoke; 3 – plane of split.

The nature of the metal outflow from the matrix over time.

The direction of the spokes bending.

The nature of changes of the virtual coordinate grid, similar to the experiment.

Pressure and temperature conditions of the process as well as friction were also estimated in the simulation process. The simulation process was as follows:

The creation of a two-dimensional drawing of the tool and work piece in the editor QDraft integrated in the software product QForm. Also, the drawing can be created in another editor.

Development of the geometric model of the tool and work piece to the drawing and its segmentation into finite elements grid was performed using the module QShape (Fig. 5). In this simulation process, the grid is automatically rebuilt into finer one, improving the accuracy of the results.

The task of boundary conditions, which include the coefficient of friction between the tool and the work

piece, the material of the work piece and the tool, the movement direction and the force affecting the punch, as well as the condition of the process stop.

The calculation of the process.

Verification of the model adequacy. When specifying the boundary conditions the data obtained by the experiment were used, therefore, the verification of the model adequacy was performed by comparison of the simulation and experiment results.

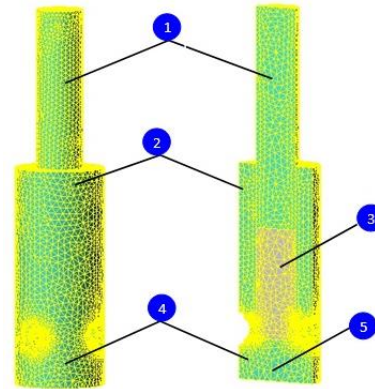


Figure 5. The original grid of finite-element model: 1 – punch, 2 – upper part of the container, 3 – work piece, 4 – lower part of the container, 5 – support.

The evaluation of the results of the experiment and simulation.

The analysis of the nature of the metal outflow from the matrix over time and the direction of the spokes bend. The sample obtained in result of simulation is similar to the experimental one according to the nature and size of the spokes bend. Also in the modeling process, it was evident that the nature of the metal outflow over time was identical to the experimental one. The main difference is less bend of the spokes. This is probably caused by friction conditions and rheological properties of the material. The study of these parameters is a subject for further research.

The analysis of the nature of the coordinate grid change. Pressing of the sample with grid proved that the coordinate grid change was qualitative and conformed the experiment (figure 6). Quantitative comparison of changes of the coordinate grid was not carried out in this work. Having sized the model sample grid and compared with the sizes of the experimental sample grid, the boundary deviation was 4.5% that is high for FEM models. Thus, the software package QForm V8 is well suited for studying the process of MNECAE as well as for studying the possibility of using this type of pressing at the production of a part of the type "hub with spokes". However, the condition of metal fracture remained not entirely clear from the simulation results.

The analysis of the jointing plane of the sample allows to separate a few main areas on it (Figure 7).

Area of the established process, this zone contains sites that received different ratio of shearing deformation and drawing.

Pressing part of the plastic zone (PPPZ) is characterized by a smooth transition from the main shear stresses through compressive to tensile.

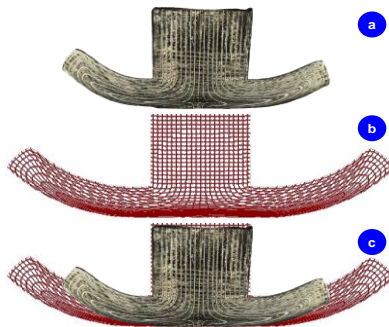


Figure 6. The jointing plane of the sample after MNECAE: a) – experiment (lead S1), b) simulation in the program QForm V8; c) overlay of the images a and b.

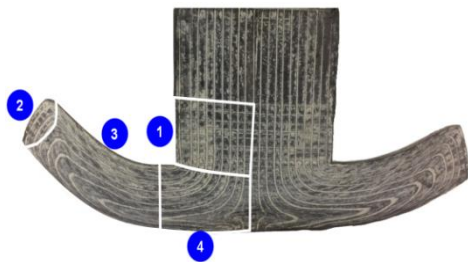


Figure 7. Location of the typical areas on the jointing plane of the sample.

Conclusions:

The process of multi-channel pressing is a particular interest for industry as it allows to obtain almost finished part with high mechanical properties of round cast work piece for one transition.

Due to shear deformation and drawing, the process MNECAE has the potential to control the mechanical properties of the finished product.

The tool for MNECAP of the part of the type "hub with spokes", which was checked during the pressing of the plasticine and lead alloy C1, was developed.

As a result of the pressing the plasticine, the qualitative results of the material flow irregularity during MNECAP were obtained. It is established that the central layers of the material are deformed easier and the layers the flow of which is decelerated due to peculiarities of the tool design, are deformed less.

The experimental pressing of the samples made of lead of C1 grade with the coordinate grid drawn on the jointing plane of the two halves of the work piece, allowed to determine the nature of the metal flow of the jointing plane in general and in the pressing part of the plastic zone, in particular

The finite element pressing model of the process of multi-channel angular pressing in the software package QForm V8, kindly provided by the company Micas Simulations Ltd, was first-ever created and tested.

The modeling of the process MNECAE showed good convergence with the experimental results.

List of References:

1. The Science & Engineering of Materials 6th Edition. Askeland, Donald R.; Fulay, Pradeep P.; Wright, Wendelin J. ISBN 10: 0495296023
2. P.L. Klimenko, Uprochneniye stali i tsvetnykh metallov pri kholodnoy i goryachey deformatsii
3. John E. Bringas Handbook of comparative world steels standarts, ASTM International, 2002 year
4. EN 1090-2:2008, Execution of steel structures and aluminium structures – Part 2: Technical requirements for steel structures 2 EN 1011-2:2001
5. Grydin, O., Andreiev, A., Briukhanov, A., Briukhanova, Z. and Schaper, M. (2017), Evolution of Microstructure, Properties and Texture of a Two-Phase Low-Carbon Steel at Cold Asymmetric Rolling. steel research int., 1600397. doi:10.1002/srin.201600397
6. Valiyev R.Z. Aleksandrov N.V. «Nanostrukturnyye nanomaterialy, poluchennyye intensivnoy plasticheskoy deformatsiyey».- M.: Logos, 2000. –272 s.
7. Advances in ultrafine-grained materials Huang, Yi, Langdon, Terence G.
8. Principles of equal-channel angular pressing as a processing tool for grain refinement Ruslan Z. Valiev a,1, Terence G. Langdon b,c, a Institute of Physics of Advanced Materials, Ufa State Aviation Technical University, Progress in Materials Science 51 (2006) 881–981
9. Valiyev R. Z. Razvitiye ravnokanal'nogo uglovogo pressovaniya dlya polucheniya ul'tramelkozernistykh metallov i splavov // Metallurgiya. 2004. №1. S. 15–22.
10. Structure and mechanical properties of commercial Al–Mg 1560 alloy after equal-channel angular extrusion and annealing M.V. Markushev*, M.Yu. Murashkin
11. La'szlo S. To'th, Rimma Lapovok, Arman Hasania and Chengfan Guba Non-equal channel angular pressing of aluminum alloy Laboratoire de Physique et Mecanique des Materiaux, Universite Paul Verlaine de Metz, Ile du Saulcy, 57045 Metz, France bCoE Design in Light Metals, Department of Materials Engineering, Monash University, Australia
12. Propagation of surface defects at cold pilger rolling of tubes and pipes / I. Frolov, M. Schaper, O. Grydin, V. Andreiev, A. Tereschenko // Metallurgical and Mining Industry. – 2016. – No. 9. – P. 72-79. – http://www.metalljournal.com.ua/assets/Journal/english-edition/MMI_2016_9/011FrolovIaroslav.pdf

Стаття надійшла 15.05.2018р.

Рецензент: д.т.н., проф. Мазур В.Л.

ЗМІСТ

ВЕЛИЧКО О.Г., БОЙЧЕНКО Б.М. Вчителю з глибокою вдячністю.....	5
ВЕЛИЧКО О.Г., Т. ЛЮ, АБРАМОВ С.О., ГРИШИН В.С. ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВОДООХОЛОДЖЕННЯ НАКОНЕЧНИКІВ КИСНЕВИХ ФУРМ	7
БОЙЧЕНКО С.Б., БОЙЧЕНКО Б.М., СИНЕГІН Є.В., МОЛЧАНОВ Л.С. ВДОСКОНАЛЕННЯ ЯКОСТІ ФЛОКЕНОЧУТЛИВОЇ БЕЗПЕРЕРВНОЛИТОЇ СТАЛІ ШЛЯХОМ ПОЛІПШЕННЯ ГІДРОДИНАМІЧНИХ ПРОЦЕСІВ У КОВШІ	14
ГОЙДА Д.І., ВЕРЗІЛОВ О.П. ЗАСТОСУВАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ СИЛ У ПРОМІЖНОМУ КОВШІ МАШИНИ БЕЗПЕРЕРВНОГО ЛИТТЯ ЗАГОТОВКИ	23
КАЛІНЧАК В.В., ЧЕРНЕНКО О.С., ШЕВЧЕНКО Т.Г., КОЗЛОВЦЄВ С.В., ДОРОТА КАЛІШ, КУЗЕМКО Р.Д., СІНЬЕЛЬНІКОВ В.О. МОДЕЛЬ ГОРІННЯ ВУГІЛЛЯ І РОЗІГРІВУ ВОГНЕТРИВКИХ ЧАСТИНОК В ТЕХНОЛОГІЇ ФАКЕЛЬНОГО ТОРКРЕТУВАННЯ ФУТЕРІВКИ КОНВЕРТЕРА	27
КАМКІНА Л.В., ПРОЙДАК Ю.С. КАМКІН В.Ю., РЕМЕЗ О.А., БЕЗШКУРЕНКО О.Г. НИЗЬКОВУГЛЕЦЕВА СТАЛЬ ДЛЯ ТОНКОГО ЛИСТОВОГО ПРОКАТУ З ПІДВИЩЕНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ.....	35
КОСТЕЦЬКИЙ Ю.В., КВАСОВ І.В., КОЛОМІЄЦЬ Д.В. ВИКОРИСТАННЯ ВІБРАЦІЙНОГО МОНІТОРИНГУ ДЛЯ УПРАВЛІННЯ ПРОДУВАННЯМ МЕТАЛУ В КОВШІ	45
КУЛІШ Ю.Ю., ВЕРЗІЛОВ О. П. ЗАСТОСУВАННЯ МЕТОДІВ МАГНІТНОЇ ГІДРОДИНАМІКИ ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ РОБОТИ КРИСТАЛІЗАТОРА І ЗОНІ ВТОРИННОГО ОХОЛОДЖЕННЯ	54
МЕЛЬНИК С.Г. ВИРОБНИЦТВО КОНВЕРТЕРНОЇ СТАЛІ 08ГТ ДЛЯ ХІМІЧНИХ РЕАКТОРІВ ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ ПОЗАПІЧНОГО ВАКУУМУВАННЯ	60
СІГАРЬОВ Є.М., КОЧМОЛА Д.С., ЧУБІН К.І. ВПЛИВ ПОКРИВНОГО ШЛАКУ НА ПЕРЕБІГ КОВШОВОЇ ДЕСУЛЬФУРАЦІЇ ЧАВУНУ	67
ЧЕРВОНІЙ І. Ф. ПІРОМЕТАЛУРГІЙНІ ПРОЦЕСИ ПЕРЕРОБКИ ВТОРИННОЇ СИРОВИНИ МІДІ	76
ЧЕРНЯТЕВИЧ А.Г., МОЛЧАНОВ Л.С., ЮШКЕВИЧ П.О., ВАКУЛЬЧУК В.В. ПИТАННЯ ТЕОРІЇ І ПРАКТИКИ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ КОМБІНОВАНОЇ ПРОДУВКИ КОНВЕРТЕРНОЇ ВАННИ.....	83
ФРОЛОВ Я.В., ЗУБКО Ю.Ю., БОБУХ О.С. ОСНОВИ БАГАТОКАНАЛЬНОГО ПРЕСУВАННЯ З БІЧНИМ ВИТІКАННЯМ	96
ЗМІСТ	100
CONTENT	101

CONTENT

ВЕЛИЧКО О.Г., БОЙЧЕНКО Б.М. ВЧИТЕЛЮ З ГЛИБОКОЮ ВДЯЧНІСТЮ.....	5
VELYCHKO O.G., T. LIU, ABRAMOV S.O., GRYSHIN V.S. ENHANCING THE EFFICIENCY OF WATER COOLING OF OXYGEN BLOWING LANCE TIP	7
BOICHENKO SERGIY, BOICHENKO B.M., SYNEHIN E.V., MOLCHANOV L.S. QUALITY IMPROVEMENT OF FLAKESUSCEPTIBLE CONTINUOUSLY CAST STEEL BY MEENS OF HYDRODYNAMIC PROCESSES DEVELOPMENT IN A TUNDISH	14
HOIDA D.I., VERZILOV O.P. APPLICATION OF ELECTROMAGNETIC FORCED IN THE INTERMEDIATE TUNDISH OF CONTINUOUS CASTING MACHINE.....	23
KALINCHAK V.V., CHERNENKO A.S., SHEVCHENKO T.G., KOZLOVTSSEV S.V., DOROTA KALISZ, KUZEMKO R.D., SINELNIKOV V.O. MODEL OF COMBUSTION OF COAL AND HEATING OF REFRACTORY PARTICLES IN TECHNOLOGY OF CONFECTIONAL TORQUETING OF CONVERTER FOLLOWING	27
KAMKINA L,PROJDAK YU., KAMKIN V, REMEZ O, BEZSHKURENKO O. LOW-CARBON STEEL FOR THIN SHEET PRODUCTS WITH ENHANCED PROPERTIES.	35
KOSTETSKY Y.V., KVASOV I.V., KOLOMIETS D.V. USING OF VIBRO-MONITORING TO PURGE CONTROL IN A LADLE	45
KULISH U.U., VERZILOV A.P. APPLICATION OF MAGNETIC HYDRODYNAMICS METHODS FOR INCREASING THE EFFICIENCY OF THE MOLD AND THE SECONDARY COOLING ZONE.....	54
MEL'NIK S.G. PRODUCTION OF BOF STEEL 08ГТ FOR CHEMICAL REACTORS WITH THE USE OF LADLE VACUUM	60
SIGAREV E.N., KOCHMOLA D.S., CHUBIN. K.I. INFLUENCE SURFACE SLAG ON PERCOLATION REACTIONS LADLE DESULFURATION CAST IRON	67
CHERVONY I. F. PYROMETALLURGICAL RECYCLING PROCESS SECONDARY COPPER RAW MATERIAL	76
CHERNYATEVICH A.G., MOLCHANOV L.S., YUSHKEVICH P.O., VAKULCHUK V.V. QUESTION OF THE THEORY AND PRACTICE OF INCREASING THE EFFICIENCY OF COMBINED BLOWING OF A CONVERTER BATH	83
FROLOV YA., ZUBKO YU., BOBUKH O. PRINCIPLES OF MULTI THREAD NON EQUAL CHANNEL ANGULAR EXTRUSION	96
ЗМІСТ	100
CONTENT	101

ТЕОРІЯ І ПРАКТИКА МЕТАЛУРГІЇ

Загальнодержавний науково-технічний журнал

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

Головний редактор, голова редакційної ради
чл.корр.НАНУ О.Г.Величко.

Зам. головного редактора д.т.н., професор Камкіна Л.В.

Випускаючий редактор к.т.н., доцент Мянєвська Я.В.

Комп'ютерне верстання к.т.н Безшкурєнко О.Г.

Адреса редакції: 49600, м. Дніпро, пр. Гагаріна 4.

Підписано до друку 26.06.2018 року.

Передплатний індекс видання 23954.

Тираж 100 примірників.

Ціна вільна

© Теорія і практика металургії, 2018