

COMPUTER-AIDED DESIGN SYSTEM OF TECHNOLOGICAL STEELMAKING PROCESS

Разработана система автоматизированного проектирования технологического процесса выплавки стали. Основом продукта являются теоретические и практические достижения в области сталеварения реализованные в виде моделей и алгоритмов, собранные в программном комплексе с интуитивно понятным и дружелюбным интерфейсе. На примере проектирования технологического процесса в кислородном конвертере показаны основные функции САПР с помощью которых опытный технолог в кратчайшие сроки может разработать, просчитать и оценить любые нововведения касающиеся начинки сталеплавильного агрегата, использования новых материалов и энергоносителей, режимов их ввода и т.д. Наличие «визуального» проектирования дает возможность получать решения, которые учитывают как формализуемые, так и неформализуемые критерии. В целом это дает существенный выигрыш как по времени так и по затратам.

Ключевые слова: кислородный конвертер, моделирование, технологический процесс, проектирование, прогаммный комплекс, САПР ТП.

Розроблено систему автоматизованого проектування технологічного процесу виплавки сталі. Основом продукту є теоретичні та практичні досягнення в галузі сталеваріння, які реалізовані у вигляді моделей і алгоритмів, зібрані в програмному комплексі з інтуїтивно зрозумілим і дружнім інтерфейсі. На прикладі проектування технологічного процесу в кисневому конвертері показані основні функції САПР за допомогою яких досвідчений технолог в найкоротші терміни може розробити, прорахувати і оцінити будь-які нововведення, які стосуються начинки сталеплавильного агрегату, використання нових матеріалів та енергоносіїв, режимів їх введення тощо. Наявність «візуального» проектування дає можливість отримувати рішення з урахуванням різних критеріїв, котрі або формалізуються або неформалізуються. В цілому це дає суттєвий вииграш як у часі так і за витратами.

Ключові слова: кисневий конвертер, моделювання, технологічний процес, проектування, прогамний комплекс, САПР ТП.

A system for computer-aided design of technological steelmaking process is developed. The frame of the product is theoretical and practical achievements in steelmaking area which are implemented in the form of models and algorithms collected in the software package with an intuitive and user-friendly interface. On the example of the design of technological process in oxygen – blown vessel the basic functions of CAD are shown, using which an experienced technologist in the shortest possible time may develop, calculate and evaluate all kinds of innovations that concern the filling of steelmaking unit, the use of new materials and energy, their entry modes, etc. The presence of “visual” design allows obtaining solutions that take into account formalized and non - formalized criteria. In general this gives a considerable gain both in time and cost.

Keywords: BOF, modeling, process, design, software system, CAD TP.

Every year Computer-aided design systems of technological process (CAD TP) find application in various branches of industry [1-3]. This is due to the fact that the development and usage of CAD TP reduces creation and

operation charges of the designed TP, increases labor productivity of designers and reduces the volume of project documentation.

CAD TP are widespread in engineering [1,3], in metallurgy, similar systems are presented in the form of simulators [5] or simulation models [6], which are intended for the prediction and research issues.

Labor input and the cost of the technological process' design is growing from year to year, which is caused by the continuous complexity of steelmaking facilities constructions and equipment that is used, increasing requirements to the metal quality, manufacturing flexibility and time of development melting technology of any brand. There is a need for high quality technological processes design, which means, that the product received according to the developed technology, should be qualified by the technologist and have minimum value.

It is necessary to develop various options for the TP to find a rational one. An evaluation, which was carried out [4], showed that number of technological process options can reach thousands even if it has minimal set of options. Considerable computational difficulties and time-consuming for manual solve of complex equations makes the task of designing such amount of options in the allotted time impossible. Therefore, the development of technological process is subjective and the quality of engineered technological process depends on the technologist's experience and skills [3].

Thus, one of the ways to improve the development process of steelmaking is automation of TP design. For this purpose the aim of this paper is to create a tool which can help the engineer to develop and evaluate technological process of given steel grade smelting, evaluate the impact of equipment modernization, materials replacement on technological and economic indexes.

The main CAD features as projection system is to receive finished design decisions and corresponding project documents [7]. For this purpose CAD should consist of software which performs the appropriate function: technical, mathematical, computer, information, linguistic, methodological and organizational. As the determiner mathematical software can be highlighted - as it is a set of mathematical methods, models and algorithms of designing; and information software or the database that contains the description of the typical design solutions, reference information, etc. presented in the required form.

In terms of mathematical software CAD TP must have a powerful software package, where mathematical models meet the following requirements: universality, adequacy, accuracy, economy. Therefore, a deterministic process model should be in the basis of CAD TP which is particularly effective in the technological process development and in solving operational tasks in melting management. It helps to solve problems that both refer to structural optimization, which is not available in systems based on formal statistical models, and usual parametric optimization, because it gives possibilities to solve them analytically.

CAD TP data collection should fully ensure the implementation of the informational needs of all compound components of CAD, mainly mathematical software.

Submitted requirements are implemented in the software complex “Designing Melt” [8]. All the algorithms and calculations of the program are based on the thermodynamic model of the condensed phase [9], which allows even without statistical “binding” to solve a wide range of practical tasks. This allows to do: thermodynamic calculation of balance in multicomponent heterogeneous system “metal - slag – gas”, calculation of partial pressures of all atomic and molecular components of the gas phase, integrated thermodynamic temperature calculation of system’s temperature based on enthalpy heat balance; computation of all integral and partial thermodynamic functions of the system components; keeping heat energy, temperature and aggregation state of materials.

In order to extend the capabilities of the thermodynamic calculation in equilibrium approximation a compensating element, which reflects the process in particular form, was introduced. The concept “reaction” zone was introduced by the authors in the presented model [10]. It follows from this model that any continuous process can be approximated by a set of temporal discrete segments and the shorter the duration of the process at each selected segment, the closer the approximation to continuously described processes. In this case, as the approximation criteria a quantity (mass) of a condensed phase, which comes into balance per unit time, was adopted.

The development of new technology involves the creation of smelting in time project, the coordination of the equipment modes, material input, the evaluation of changes in the basic melting parameters (chemical composition, mass and temperature of fusion products) in time, etc. To build the in time smelting project design principles, which are stated in the article, were used [11].

Design is a complex process that combines procedures of structural technology synthesis, the choice of elements parameters, results and decision-making analysis. On the example of the basic – oxygen steelmaking process, we can consider available design methods which are implemented in the proposed CAD TP. There are two basic approaches to the TP design: synthesis method and the method of analog use. The synthesis method consists of two stages. The first stage of design is the structural synthesis for a fundamental decisions generation. It is difficult to form task, so it can be solved interactively between CAD and operators (technologist). In the proposed computer-aided design system the process begins with the preset of the technological process duration and steps of design (modeling and visualization) (fig. 1).

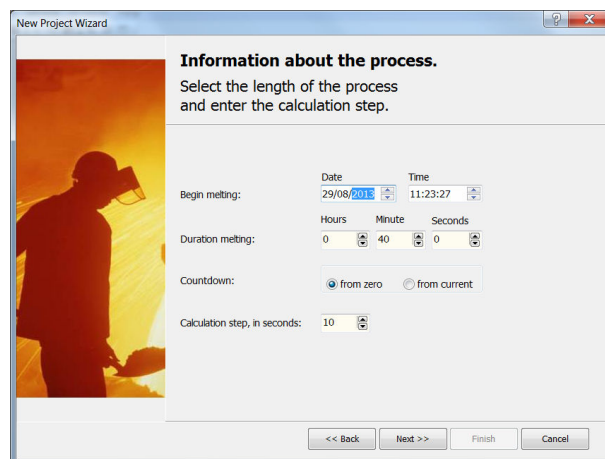


Fig. 1. – Temporal design parameters

Combination of information required to perform computer-aided design and presented in a given form [3] represents information support system. The main part of the data collection is a database (fig. 2), which contains the physical, chemical and thermal characteristics of the periodic table of the elements, the equilibrium constant in the condensed and gas phases, Wagner coupling parameters, available materials and their composition, available steel brands and their composition, tasks for steel melting (processing), etc. In the process of CAD operation, the database is updated, corrected and, moreover, its protection from inappropriate changes is carried out.

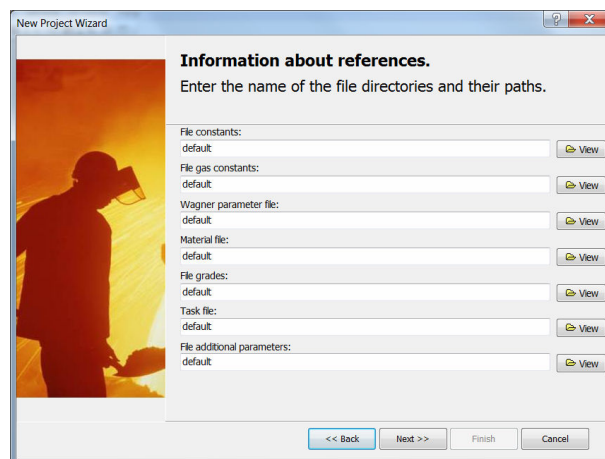


Fig. 2. – CAD data collection

After that a steelmaking unit, where the planned smelting process or steel processing (which determines the method of smelting) is planned to be run, is chosen (fig. 3). Steelmaking unit characteristics are assigned: the geometric dimensions of internal and external space; nominal charge weight, lining weight and material.

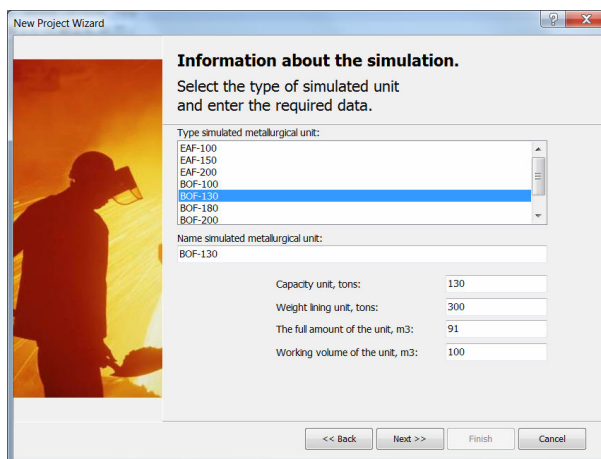


Fig.3. – Steelmaking unit features

At the next step of structural synthesis equipment, which the steelmaking unit will be provided with, is selected (fig. 4). A wide range of modern steelmaking units' equipment is represented in the program database. If the necessary equipment is missing in the accessible list, you can just select the similar. In the future, this equipment can be edited and stored in the database for further use.

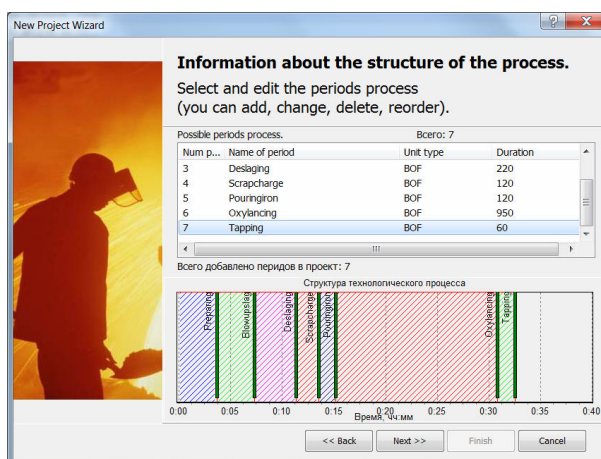


Fig. 4. – Steelmaking unit equipment

The final step of the procedure is structural synthesis of the technological process: technological periods of process are selected; sequenced; preliminary duration of each technological period of melting and processing is set (fig. 5). Most of the periods are contained in the database of the system, and the technologist can just choose the necessary one and indicate its temporal characteristics.

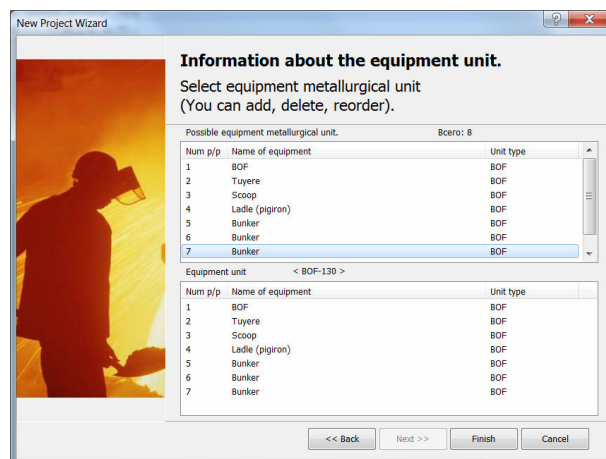


Fig. 5. – Description of the technological process structure

During the re-equipment of the unit, “on default” modes, input materials or energy resources are added. As a result, we obtain a virtual steelmaking unit, which corresponds to its real counterpart (fig. 6).

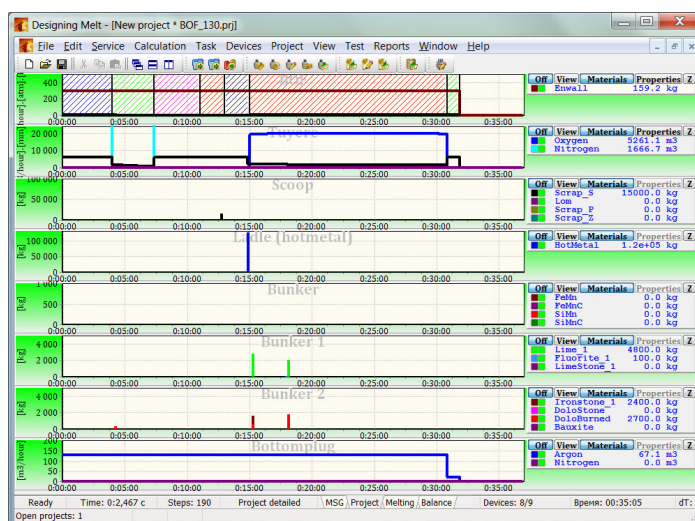


Fig. 6. – Virtual steelmaking unit

Then, further verification of the design solution is performed, it is necessary to set or calculate the parameters values, i.e. to do a parametric synthesis.

At this stage of design for each period end criteria are set (on temperature, time, material or energy consumption). The final technological process parameters and initial conditions are set: the chemical composition of the metal and slag, system’s temperature; mass phase, the state of the lining.

Additional restrictions on the use of materials and equipment are imposed: availability at the storehouse or melting limit; if there are several devices than overall consumption for all devices; minimal and maximal intensity of materials and energy consumption.

If necessary, models of metal slag, gas, temperature system, and the kinetics of the process calculations are chosen. It is also possible to edit technological process by changing modes of material input, by changing temporal periods of materials output (scrap metal input), by changing the duration of the individual periods and the whole melting, adding or removing materials. It is also possible to add, delete and edit the used equipment and process periods. The end of the process creation is an imitation of melting input according to the project.

According to the set levels of materials and energy input, and taking into account the full material and energy balances, thermodynamic calculations and kinetic correction (entry speed of reactants, dissolution, speed of the data averaging according to chemical composition and temperature), melting with the pre-programmed time steps (rather short) is simulated. The results of parametric synthesis are (fig. 7):

- Calculation of the metal, slag and gas chemical composition during the process;
- Calculation of the metal, slag and gas mass during the process;
- Calculation of the system temperature and average temperature in accordance with the unfused batch and lining temperature;
- Calculation of phase interaction kinetics;
- Calculation of material and heat balance.

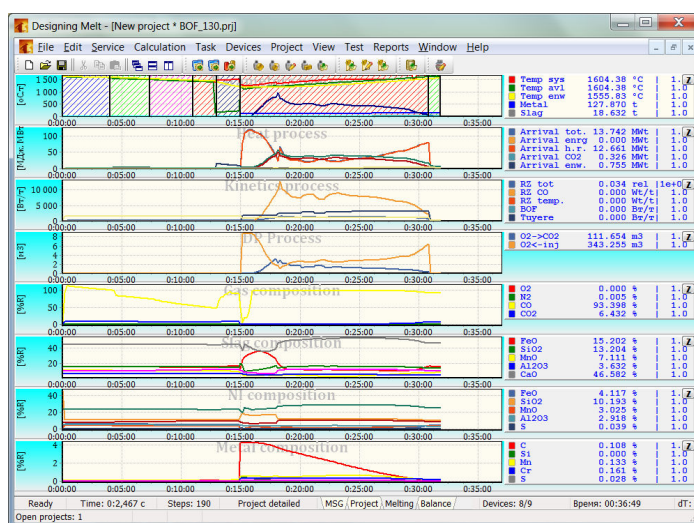


Fig. 7. – Results of parametric technological process synthesis

If the results of the project solution analysis (fig. 7) are considered uncompleted, then begins the process of successive approximations to an acceptable version of the draft, the so-called parametric optimization - the determination of the best values of a technical object (system) of known structure parameters.

Very often in order to improve project it is more convenient to vary elements quantity values, i.e., to use parametric synthesis based on

multivariate analysis. The task of parametric synthesis can be formulated as the problem of determination of elements parameters, which meet the requirements of the technological assignment on a constant structure of the designed object.

In CAD parametric synthesis procedures are implemented either by man in the process of multivariate analysis (interactive mode) or on the basis of formal optimization methods (in automatic mode).

In the first case, the calculation takes place on modes set by operator without changing the duration of the period and operations, without changing mass and materials and energy input modes, without changing the start and the end of the operations. This mode allows you to create a huge number of projects and to choose optimal one according to certain criterion.

In the second case, the proposed CAD TP optimizes technological process taking into account final set-up parameters (temperature and chemical composition of the metal and slag, phases weight), and imposed restrictions on the equipment operation and materials and energy input. Optimization is carried at process cost, which allows producing metal of the specific chemical composition and temperature of the specified time. When there are no solutions, the restrictions which were imposed on the process, can be removed according to the set priority and recalculated.

When calculations are completed CAD TP forms the documentation of the technological process in the smelting process or steel processing chart form, and in the form of a smelting passport with the register of major events. Such documents are well known to technologists and are similar to those which are used in enterprises equipped with ACS TP.

With the help of this method it is possible to design TP for a wide range of steel processes and nomenclature. At the same time it should be noted that the quality of solutions in the proposed CAD TP, their effectiveness depends on the skills of the staff (technologist, operator).

While using CAD TP various technological steel smelting and processing solutions of individual steel grades and groups of grades are accumulated, individual modes of equipment, materials and energy inputs are kept. Therefore, it is possible to design on base of use of analogues method. The main point of this method is in the reuse of developed technological solutions.

While creating a new project, the operator can use the existing technological processes library and select as the prototype the closest to the one which is being developed. The criteria for selection are:

- Steelmaking unit for smelting or steel processing;
- Method of smelting or steel processing;
- Final chemical composition of the steel or the intermediate product in unit.

Using this method the complete elimination of structural synthesis of the design object and the partial or complete exclusion of parametric synthesis of the previously described method of design is possible. The process of the

technological design process is similar to the process discussed earlier. If necessary, the technological process can be changed by repeating the first two steps: TP convert by eliminating unnecessary or adding new structural elements of TP and edit parameter values which are required for the verification of design solution.

As we see, the method of using the analogue is a special case of the synthesis method, which allows significantly simplify the process of project creating the and search for the optimal solution.

Conclusions

Developed CAD TP represents a synthesis of the latest achievements in theory and practice of steelmaking which are gathered in a compact software product with a friendly intuitive measuring interface.

Minimal use of empirical relationships, which are relevant to a particular steelmaking unit, while developing computer-aided design systems allow you to model the most of the existing steelmaking facilities and (converter , electric arc furnace , ladle furnace, vacuum degasser), treat them individually and as a single technological complex.

The presence of the deterministic approach in the mathematical description of technological processes allows assessing all of the relevant process characteristics without changing the structure of the model.

Created CAD TP is quite functional and it reduces the cost and complexity of TP developing; improves the quality of the designed processes; has the tools to adapt to the changing production conditions, and makes developers labor more creative.

In CAD TP “visual” design process is implemented. The user can set the values of parameters under control, inspect the allowable change of these parameters and entire output criteria. As a result we get a set of acceptable solutions, which are considered both as formalized and non-formalized criteria.

Introduced software package can be used in the learning process and it gives students an opportunity to feel as steelmakers, who has the opportunity to make mistakes.

REFERENCES

1. Korsakov V.S. Avtomatizacia proectirovania tehnologicheskikh procesov v machinostroenii / V.S. Korsakov, N.M. Kapustin, K.H. Tempelgof, H. Lihtenberg; Pod obch. red. N.M. Kapustin – M.: Machinostroenie, 1985. – 305p.
2. Ivachenko I.A. Avtomatizirovannoe proektirovanie tehnologicheskikh procesov izgotovleniia detaley dvigateley letatelnykh apparatov: Ucheb. posobie dlia vuzov / I.A. Ivachenko, G.V. Ivanov, V.A. Martinov – M.: Machinostroenie, 1992. – 336p.
3. Norenkov I.P. Osnovi avtomatizirovannogo proectirovania: ucheb. dlia vuzov. 2-e izd., pererab. i dop. / I.P. Norenkov – M.: Izd-vo MGTU im. N.A. Baumana, 2002. – 336p.: fig.
4. Kondakov A.I. SAPR tehnologicheskikh procesov: ucheb. dlia vuzov / A.I. Kondakov. – M.: Izdatelskiy centr «Akademia», 2007. – 272p.

5. Logar V. Development of an Electric Arc Furnace Simulator Considering Thermal, Chemical and Electrical Aspect / V. Logar, I. Skrjanc // ISIJ International. – 2012. – 52. – № 10. – P. 1924-1926.
6. Folrat K. Povichenie roli modelirovania procesa razlivki v usloviah proizvodstva / K. Folrat // «Chernie metali». – 2013. – № 10. – P. 85-93.
7. Korchak S.N. Systemi avtomatizirovannogo proektirovania tehnologicheskikh procesov, pricposobleniy i reguchih instrumentov. ucheb. dlia vuzov / S.N. Korchak, A.A. Kochin, A.G. Rakovich, B.I. Sinicin; Pod obch. red. S.N. Korchak – M.: Mashinostroenie, 1988. – 352p.
8. Syniakov R.V. Razrabotka tehnologii viplavki i vnepechnoy obrabotki stali s ispolzovaniem programnogo kompleksa «DesigningMelt» / R.V. Syniakov // Sovremennaia electrometallurgiz. – 2011. – № 2. – P. 34 – 37.
9. Harchenko A.V. Termodinamicheskoe modelirovanie systemi “metal-shlak-gaz” s uchetom entalpiynogo teplovogo balansa / A.V. Harchenko // Metall I litie Ukraini. – 2005. – № 6. – P. 13-17.
10. Ponomarenko A.G. Termodinamika I kinetika v sovremennih sistemah upravleniia metallurgicheskoy plavkoy / A.G. Ponomarenko, R.V. Syniakov, S.V. Dovgonuk, E.L. Korzun // Vesnik UUrGU. – Cheliabinsk: Izd-vo UUrGU, 2002. – № 2 – P. 32–35.
11. Symiakov R.V. Razrabotka elementov systemi avtomatizirovannogo proektirovania tehnologicheskogo procesa viplavki stali v visokomoshnoy DSP: Diss... kand. techn. nauk: 05.16.02. – Donetsk, DonNTU, 2005. – 194p.

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ КРИТЕРИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ
ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ СИСТЕМ ПОДЗЕМНОГО
КОНВЕЙЕРНОГО ТРАНСПОРТА УГОЛЬНЫХ ШАХТ**

Аннотация. На основании метода динамики средних для марковских процессов разработана математическая модель функционирования систем конвейерного транспорта с последовательным и параллельным соединением конвейеров и бункеров, а также с древовидной веерной и самоподобной структурами. В результате для этих систем конвейерного транспорта получен рекуррентный алгоритм определения их пропускной способности при различных соотношениях поступающих из лав грузопотоков и производительностей питателей. Получены оценки минимальных и максимальных значений пропускной способности рассмотренных систем конвейерного транспорта, приведен пример расчета.

Ключевые слова: системы конвейерного транспорта, бункер, марковская модель, функционирование, пропускная способность, самоподобная структура.

Анотація. На підставі методу динаміки середніх для марківських процесів розроблена математична модель функціонування систем конвеєрного транспорту з послідовним і паралельним з'єднанням конвеєрів і бункерів, а також з деревовидною віяловою і самоподібною структурами. В результаті для цих систем конвеєрного транспорту отримано рекурентний алгоритм визначення їх пропускної спроможності при різних співвідношеннях вантажопотоків, що поступають із лав, і продуктивностей живильників. Одержано оцінки мінімальних і максимальних значень пропускної спроможності розглянутих систем конвеєрного транспорту, приведено приклад розрахунку.

Ключові слова: системи конвеєрного транспорту, бункер, марківська модель, функціонування, пропускна здатність, самоподібна структура.

Abstract. Based on dynamics of average method for Markov processes we developed mathematical model of functioning of conveyer transport systems with serial and parallel connection of conveyer and hoppers, and also with dendritic harp and self-similar structures. As result for these conveyer transport systems we obtained recursive algorithm to determine their carrying capacity at various ratios of incoming cargo traffic from lavas and productivity of batcher. We obtained minimum and maximum values of carrying capacity of mentioned above conveyer transport systems, also was given example of calculations.

Keywords: conveyer transport systems, hopper, Markov process, functioning, carrying capacity, self-similar structure.

В настоящее время в связи удорожанием электроэнергии повысилась себестоимость добычи угля на угольных шахтах Украины.

Одним из путей повышения себестоимости угля в этих условиях является снижение энергозатрат при его добыче. В частности, снижение энергозатрат на транспортирование горной массы.

Наибольшие потери электроэнергии при транспортировании горной массы приходятся на конвейерный транспорт.

Пропускная способность систем подземного конвейерного транспорта угольных шахт из-за простоев конвейеров по аварийным, технологическим и организационным причинам может существенно снижаться.

Соответственно энергоемкость транспортирования, т.е. затраты электроэнергии, идущие на транспортирование горной массы, изменяется также в широких пределах.

При этом, если при увеличении пропускной способности системы конвейерного транспорта затраты электроэнергии на транспортирование горной массы увеличиваются, то при уменьшении – уменьшаются.

Поэтому критерием эффективности функционирования системы подземного конвейерного транспорта угольных шахт является комплексный показатель

$$K=c_1m_c-c_2w_c \quad (1)$$

где m_c – средняя пропускная способность (средняя производительность) системы конвейерного транспорта, т/мин; w_c – средняя энергоемкость (средняя электроэнергия, потребляемая системой конвейерного транспорта на транспортирование горной массы, кВт/мин; c_1, c_2 – себестоимости одной тонны угля и одного кВт электроэнергии соответственно.

Для определения критерия эффективности функционирования K необходимо вычислить среднюю пропускную способность m_c и среднюю энергоемкость транспортирования w_c системы конвейерного транспорта угольных шахт с учетом простоев конвейеров, бункеров и конвейерного оборудования.

Вопросами определения пропускной способности систем конвейерного транспорта занимались многие исследователи [1–6].

В работах [5–6] на основании метода динамики средних для марковских процессов получен алгоритм определения средней пропускной способности системы конвейерного транспорта с последовательным и параллельным соединением конвейеров с бункерами и без бункеров, а также алгоритм определения средней пропускной способности системы конвейерного транспорта для древовидной веерной и самоподобной структур соединения конвейеров с бункерами и без бункеров.

В работе [6] приведен алгоритм определения средней энергоемкости транспортирования для систем конвейерного транспорта древовидной самоподобной структуры без бункеров.

В данной работе, на основе разработанных математических моделей функционирования систем конвейерного транспорта с бункерами [7], рассмотрен вопрос определения средней энергоемкости транспортирования системы подземного конвейерного транспорта угольных шахт с бункерами и на основании этого определен критерий эффективности ее функционирования.

Системы конвейерного транспорта высокопроизводительных угольных шахт имеют разветвленную самоподобную древовидную структуру, состоящую из конвейеров, бункеров, питателей и перегрузочных узлов [7].

Согласно [6], средняя пропускная способность и средняя энергоёмкость транспортирования системы конвейерного транспорта, с учетом простоев конвейерного оборудования, определяется по формулам

$$m_c = \sum_{k=1}^s P_k m_k, \quad (2)$$

$$w_c = \sum_{k=1}^s P_k w_k, \quad (3)$$

где m_k – пропускная способность системы конвейерного транспорта, находящейся в k -ом состоянии, т/мин; w_k – мощность электроэнергии, идущей на транспортирование груза системой конвейерного транспорта, находящейся в k -ом состоянии, кВт; P_k – вероятность нахождения системы конвейерного транспорта в k -ом состоянии; s – количество состояний системы конвейерного транспорта.

Рассмотрим сначала последовательное соединение бункеров (рис. 1)

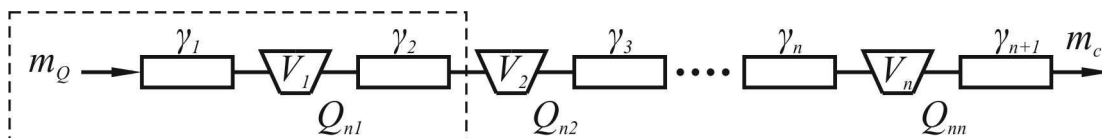


Рисунок 1. – Расчетная схема последовательного соединения бункеров

Согласно работе [8], средняя пропускная способность этой системы определяется из рекуррентного соотношения

$$m_c = m_{c_n}, \quad (4)$$

где при $m_Q > Q_{n_i}$

$$m_{c_i} = \left[\frac{e^{A_{1i}\gamma_{V_i}} + \frac{\bar{m}_{Q_i}}{(\bar{m}_{Q_i} - \bar{Q}_{n_i})} (e^{A_{1i}\gamma_{V_i}} - 1)}{\gamma_{a_i}} \right] \bar{Q}_{n_i}, \quad (5)$$

где $A_{1i} = \frac{\mu_c [m_Q - (1 + \gamma_{a_i})\bar{Q}_{n_i}]}{(m_Q - \bar{Q}_{n_i})\bar{Q}_{n_i}}$; $\bar{m}_{Q_i} = \frac{m_Q}{1 + \gamma_{a_i}} = m_{c_{i-1}}$; $\bar{Q}_{n_i} = \frac{Q_{n_i}}{1 + \gamma_{i+1}}$;

$$\gamma_{a_i} = \frac{m_Q}{m_{c_{i-1}}} - 1; \quad \gamma_i = \frac{\lambda_i}{\mu_i}; \quad (i = 1, n; \quad m_{c_0} = \frac{m_Q}{1 + \gamma_1}; \quad \mu_c = \mu_i);$$

при $m_Q \leq Q_{n_i}$

$$m_{c_i} = \left[\frac{1 + \frac{(Q_{n_i} - \bar{Q}_{n_i})}{(\bar{Q}_{n_i} - \bar{m}_{Q_i})} (1 - e^{A_{2i}\gamma_{V_i}})}{1 + \gamma_{i+1} e^{A_{2i}\gamma_{V_i}} + \frac{(Q_{n_i} - \bar{Q}_{n_i})}{(\bar{Q}_{n_i} - \bar{m}_{Q_i})} (1 - e^{A_{2i}\gamma_{V_i}})} \right] \bar{m}_{Q_i}, \quad (6)$$

$$\text{где } A_{2i} = \frac{\mu_c [\bar{m}_{Q_i} (1 + \gamma_{i+1}) - Q_{n_i}]}{\bar{m}_{Q_i} (Q_{n_i} - \bar{m}_{Q_i})}; \quad \bar{m}_{Q_i} = m_{c_{i-1}}; \quad \bar{Q}_{n_i} = \frac{Q_{n_i}}{1 + \gamma_{i+1}};$$

($i = 1, n$; $m_{c_0} = \frac{m_Q}{1 + \gamma_1}$; $\mu_c = \mu_i$); n – количество бункеров в системе;

$\gamma_i = \lambda_i / \mu_i$ – коэффициенты аварийности конвейеров системы конвейерного транспорта; λ_i, μ_i – параметры потоков отказов и восстановлений конвейеров системы конвейерного транспорта соответственно, 1/мин; V_i – объемы бункеров, м³.

Выделим в схеме (см. рис. 1) простейшую элементную систему «конвейер – бункер – конвейер», обведенную пунктирной линией.

Для этой элементарной схемы определим затраты электроэнергии (мощности привода), идущей на транспортирование груза с учетом простоя конвейеров, в результате имеем:

$$w_1^{(s)} = \frac{w_0^{(s)}}{1 + \gamma_{c_0}} + w_2^{(c)}, \quad (7)$$

$$\text{где } \gamma_{c_0} = \frac{m_{c_0}}{m_{c_1}} - 1; \quad m_{c_0} = \frac{m_Q}{1 + \gamma_1}.$$

Здесь $w_1^{(s)}$ – мощность, потребляемая системой «бункер – конвейер – бункер», обведенной пунктирной линией, кВт; $w_0^{(s)} = w_1^{(c)}$ – мощность, потребляемая первым конвейером (кВт); $w_2^{(c)}$ – мощность, потребляемая вторым конвейером (кВт).

Продолжая этот итерационный процесс n раз, в результате получим среднюю энергоемкость транспортирования всей системой последовательного соединенных конвейеров и бункеров, равную

$$w_c = w_n^{(s)}, \quad (8)$$

где

$$w_i^{(s)} = \frac{w_{i-1}^{(s)}}{1 + \gamma_{c_{i-1}}} + w_{i+1}^{(c)}; \quad \gamma_{c_{i-1}} = \frac{m_{c_{i-1}}}{m_{c_i}} - 1 \quad (i = 1 \dots n). \quad (9)$$

Здесь $w_{i-1}^{(s)}$ – мощность энергии, потребляемой системой последовательно соединенных конвейеров и бункеров, расположенных до i -го бункера; $w_{i+1}^{(c)}$ – мощность энергии, потребляемая $(i+1)$ -ым конвейером; $m_{c_{i-1}}$ – пропускная способность системы последовательно соединенных конвейеров и бункеров, расположенных до i -го бункера.

Согласно [6], мощность i -го конвейера системы конвейерного транспорта определяется по формуле

$$w_i^{(c)} = N_i, \quad (10)$$

где

$$N_i = \frac{L_i}{1000\eta_i} \left[k_{1i} v_{li} (q'_{pi} + q''_{pi} + 2q_{li}) \omega'_i \cos \alpha_i + v_{li} q_{\Gamma_i} (k_{1i} \omega'_i \cos \alpha_i + \sin \alpha_i) \right] \quad (11)$$

Здесь N_i – мощность потребляемого приводом i -го конвейера, кВт; L_i – длина i -го конвейера, м; η_i – коэффициент полезного действия привода i -го конвейера; v_{li} – скорость ленты i -го конвейера, м/с; q_{Γ_i} , q_{li} – соответственно погонные веса насыпного груза и ленты i -го конвейера, Н/м; q'_{pi} , q''_{pi} – соответственно погонные веса вращающихся частей роlikоопор верхних и нижних ветвей ленты i -го конвейера, Н/м; α_i – угол наклона i -го конвейера, град; k_{1i} – коэффициент, учитывающий местное сопротивление i -го конвейера; ω'_i – коэффициент сопротивления движению ленты с грузом по роlikоопорам i -го конвейера.

В формуле (11) погонная нагрузка q_{Γ_i} зависит от текущей производительности конвейера Q_i (т/ч) и определяется по формуле

$$q_{\Gamma_i} = \frac{Q_i}{0,36v_{li}}. \quad (12)$$

Текущая производительность i -го конвейера системы конвейерного транспорта определяется по формуле

$$Q_i = 60m_{c_{i-1}} \quad (i = 1, n+1). \quad (13)$$

Рассмотрим систему конвейерного транспорта дрововидной самоподобной структуры с бункерами (рис. 2).

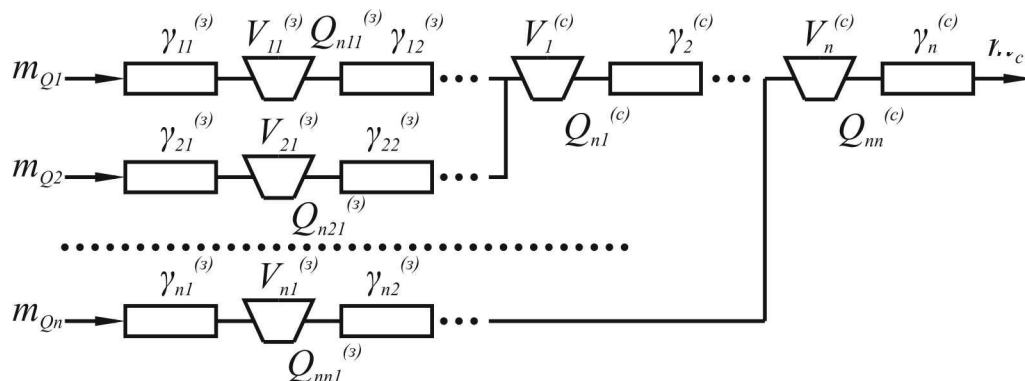


Рисунок 2. – Расчетная схема самоподобной дрововидной структуры соединения бункеров

Обозначим через $\gamma_i^{(c)}, \gamma_{ij}^{(s)}$ – коэффициенты аварийности стволовых и забойных конвейеров соответственно; $V_i^{(c)}, V_{ij}^{(s)}$ – объемы бункеров стволовых и забойных путей; $Q_{ni}^{(c)}, Q_{n_j}^{(s)}$ – производительности питателей стволовых и забойных путей, где $i = 1, n; j = 1, k_i; k_i$ – количество бункеров в i -ой забойной линии.

Согласно работы [8], пропускная способность этой системы определяется по рекуррентным формулам:

при $m_{Q_i} > Q_{n_i}$

$$m_{c_i} = \left[\frac{\frac{e^{A_{1i}\gamma_{\partial_i}^{(c)}}}{\gamma_{\partial_i}^{(c)}} + \frac{m_i^{(s)}}{(m_i^{(s)} - \bar{Q}_{n_i}^{(c)})} (e^{A_{1i}\gamma_{\partial_i}^{(c)}} - 1)}{1 + \frac{e^{A_{1i}\gamma_{\partial_i}^{(c)}}}{\gamma_{\partial_i}^{(c)}} + \frac{m_i^{(s)}}{(m_i^{(s)} - \bar{Q}_{n_i}^{(c)})} (e^{A_{1i}\gamma_{\partial_i}^{(c)}} - 1)} \right] \bar{Q}_{n_i}^{(c)}, \quad (14)$$

где $A_{1i} = \frac{\mu_c [m_i^{(s)}(1 + \gamma_{\partial_i}^{(c)}) - (1 + \gamma_{\partial_i}^{(c)})\bar{Q}_{n_i}^{(c)}]}{[m_i^{(s)}(1 + \gamma_{\partial_i}^{(c)}) - \bar{Q}_{n_i}^{(c)}] \bar{Q}_{n_i}^{(c)}}$; $\gamma_{\partial_i}^{(c)} = \frac{\sum_{k=1}^i m_{Q_k}}{m_i^{(s)}} - 1$; $m_i^{(s)} = m_{c_{i-1}} + \frac{m_{Q_i}}{1 + \gamma_{\partial_i}^{(s)}}$;

$\bar{Q}_{n_i}^{(c)} = \frac{Q_{n_i}^{(c)}}{1 + \gamma_{i+1}^{(c)}}$; $m_{c0} = 0$; $\mu_c = \mu_i$; $i = 1, n$; $\gamma_i^{(c)}$ – коэффициенты аварийности

конвейеров стволового пути; $\gamma_{\partial_i}^{(c)}$ – эквивалентные коэффициенты аварийности стволовых путей с бункерами; $\gamma_{\partial_i}^{(s)}$ – эквивалентные коэффициенты аварийности забойных путей с бункерами;

при $m_{Q_i} \leq Q_{n_i}$

$$m_{c_i} = \left[\frac{1 + \frac{(Q_{n_i}^{(c)} - \bar{Q}_{n_i}^{(c)})}{(\bar{Q}_{n_i}^{(c)} - m_i^{(s)})} (1 - e^{A_{2i}\gamma_{\partial_i}^{(c)}})}{1 + \gamma_{i+1}^{(c)} e^{A_{2i}\gamma_{\partial_i}^{(c)}} + \frac{(Q_{n_i}^{(c)} - \bar{Q}_{n_i}^{(c)})}{(\bar{Q}_{n_i}^{(c)} - m_i^{(s)})} (1 - e^{A_{1i}\gamma_{\partial_i}^{(c)}})} \right] m_i^{(s)}, \quad (15)$$

где $A_{2i} = \frac{\mu_c [m_i^{(s)}(1 + \gamma_{i+1}^{(c)}) - Q_{n_i}^{(c)}]}{m_i^{(s)} (Q_{n_i}^{(c)} - m_i^{(s)})}$, ($\mu_c = \mu_i$; $i = 1, n$).

Здесь эффективные коэффициенты аварийности забойных путей с бункерами определяются по формулам:

$$\gamma_{\partial_i}^{(s)} = \frac{m_{Q_i}}{m_{c_i}^{(s)}} - 1, \quad (\gamma_{\partial_i}^{(c)} = \gamma_{\partial_i}^{(s)}, \quad i = 1, n), \quad (16)$$

где $m_{c_i}^{(s)}$ – средняя пропускная способность i -го забойного пути системы конвейерного транспорта с бункерами, определяемая аналогично по формулам (5) и (6).

Аналогично, как и при последовательном соединении конвейеров и бункеров, учитывая самоподобие древовидной системы конвейерного транспорта, получим рекуррентные формулы для определения средней энергоемкости транспортирования w_c системы конвейерного транспорта самоподобной древовидной структуры с бункерами (см. рис. 2) в виде:

$$w_c = w_n^{(s)}, \quad (17)$$

где

$$w_i^{(s)} = \frac{w_{i-1}^{(s)}}{1 + \gamma_{\partial_{i-1}}^{(c)}} + w_{i+1}^{(c)} + w_{i+1}^{(s)}, \quad (i=1, n), \quad (18)$$

$$\gamma_{\partial_{i-1}}^{(c)} = \frac{m_i^{(s)}}{m_{c_i}} - 1; \quad m_i^{(s)} = m_{c_{i-1}} + \frac{m_{Q_i}}{1 + \gamma_{\partial_i}^{(s)}}; \quad \gamma_{\partial_i}^{(s)} = \frac{m_{Q_i}}{m_{c_i}} - 1 \quad (w_0^{(s)} = w_1^{(s)}, \quad w_i^{(c)} = N_i^{(c)}).$$

Здесь $w_i^{(s)}$ – мощность электроэнергии, потребляемой системой конвейерного транспорта на транспортирование горной массы на участке до $i+1$ бункера стволовой линии; $w_i^{(c)}$ – мощность электроэнергии, потребляемая i -м конвейером стволовой линии на транспортирование горной массы; $w_i^{(s)}$ – мощность электроэнергии, потребляемая i -м конвейером забойной линии на транспортирование горной массы; $\gamma_{\partial_i}^{(s)}$ – эквивалентный коэффициент аварийности i -ой забойной конвейерной линии; $N_i^{(c)}$ – мощность привода i -го конвейера стволовой конвейерной линии, идущая на транспортирование горной массы, кВт; m_{Q_i} – средняя производительность i -го забоя, т/мин.

Кроме того, $w_i^{(s)}$ для каждой забойной конвейерной линии определяется согласно рекуррентным соотношениям (9), полученным для последовательного соединения конвейеров и бункера.

На основании полученных рекуррентных соотношений для систем конвейерного транспорта самоподобной древовидной системы были получены средние значения пропускной способности, энергоемкости транспортирования, а также критерий эффективности по формуле (1).

В таблицах 1 и 2 представлены исходные данные и результаты расчета указанных показателей для случаев $m_{Q_i} > Q_{n_i}$ и $m_{Q_i} \leq Q_{n_i}$ соответственно.

При этом в расчетах принимались стоимость 1 т угля $C_1 = 1200$ грн., стоимость 1 кВт электроэнергии $C_2 = 0,75$ грн.

Таблица 1

Исходные данные и результаты расчета показателей эффективности системы конвейерного транспорта случае $m_{Q_i} > Q_{n_i}$ ($n=5; k_i = 5$)

m_{Q_i} , Т/МИН	$Q_{n_i}^{(c)}$, Т/МИН	$Q_{n_i}^{(s)}$, Т/МИН	$\gamma_i^{(c)}$	$\gamma_{ij}^{(s)}$	μ_i , 1/МИН	$V_i^{(c)}$, М ³	$V_{ij}^{(s)}$, Т/МИН	m_c , Т/МИН	w_c , кВт	K , тыс. грн./мин
5,6	5,0	5,0	0,037	0,193	0,054	300,0	100,0	4,42	99,0	0,85
5,6	5,0	5,0	0,037	0,193	0,054	300,0	100,0			
5,6	5,0	5,0	0,037	0,193	0,054	300,0	100,0			
5,6	5,0	5,0	0,037	0,193	0,054	300,0	100,0			
5,6	5,0	5,0	0,037	0,193	0,054	300,0	100,0			

Таблица 2

Исходные данные и результаты расчета показателей эффективности системы конвейерного транспорта случае $m_{Q_i} \leq Q_{n_i}$ ($n=5; k_i = 5$)

m_{Q_i} , Т/МИН	$Q_{n_i}^{(c)}$, Т/МИН	$Q_{n_i}^{(s)}$, Т/МИН	$\gamma_i^{(c)}$	$\gamma_{ij}^{(s)}$	μ_i , 1/МИН	$V_i^{(c)}$, М ³	$V_{ij}^{(s)}$, Т/МИН	m_c , Т/МИН	w_c , кВт	K , тыс. грн./МИН
5,6	6,0	6,0	0,037	0,193	0,054	300,0	100,0	20,69	525,5	1,18
5,6	6,0	6,0	0,037	0,193	0,054	300,0	100,0			
5,6	6,0	6,0	0,037	0,193	0,054	300,0	100,0			
5,6	6,0	6,0	0,037	0,193	0,054	300,0	100,0			
5,6	6,0	6,0	0,037	0,193	0,054	300,0	100,0			

Из таблиц 1 и 2 видно, что если производительность питателей больше грузопотоков, поступающих из лав ($m_{Q_i} \leq Q_{n_i}$), то средняя пропускная способность m_c и средняя энергоёмкость w_c увеличиваются примерно в 5 раз, а критерий эффективности K увеличивается в 1,4 раза по сравнению со случаем, когда производительность питателей меньше поступающих из лав грузопотоков ($m_{Q_i} > Q_{n_i}$).

Кроме того, из таблиц видно, что если величины грузопотоков, поступающих из лав, больше производительностей питателей ($m_{Q_i} > Q_{n_i}$), то коэффициент эффективности K системы подземного конвейерного транспорта близок к нулю ($K = 0,85$), т.е. работа системы подземного конвейерного транспорта угольных шахт не эффективна.

Расчеты показали, что при увеличении стоимости 1 кВт электроэнергии до 1 грн. ($C_2 = 1$ грн.), не зависимо от соотношения величин поступающих грузопотоков из лав и производительностей питателей коэффициент эффективности $K < 0$, т.е. работа системы подземного конвейерного транспорта не эффективна.

Выводы. На основании математических моделей функционирования систем подземного конвейерного транспорта угольных шахт получен алгоритм определения средней энергоёмкости транспортирования горной массы. При этом учитывались простои конвейеров и бункеров, а также структура системы конвейерного транспорта.

Определен критерий эффективности функционирования системы подземного конвейерного транспорта при различных соотношениях поступающих из лав грузопотоков и производительностей питателей бункеров.

При этом установлено, если производительность питателей системы конвейерного транспорта больше грузопотоков поступающих из лав, то средняя пропускная способность и средняя энергоёмкость транспортирования и критерий эффективности существенно увеличиваются по сравнению со случаем, когда производительность бункеров меньше грузопотоков поступающих из лав.

Наиболее существенными параметрами, влияющими на эффективность функционирования систем подземного конвейерного транспорта угольных шахт, являются величины грузопотоков, поступающих из лав, производительности питателей, объемы бункеров и стоимость 1 кВт электроэнергии.

ИСПОЛЬЗОВАННАЯ ЛИТЕРАТУРА

1. Системы подземного транспорта на угольных шахтах / В. А. Пономаренко, Е. Л. Креймер, Г. А. Дунаев [и др.]. – М.: Недра, 1975. – 309 с.
2. Спиваковский А.О. Карьерный конвейерный транспорт / А.О. Спиваковский, М.Г. Потапов, Г.В. Приседский. – М.: Недра, 1979. – 264 с.
3. Степанов П. Б. Надежность многобункерных конвейерных линий / П. Б. Степанов, Л. М. Алотин // Изв. ВУЗов. Горный журнал. – 1978. – №1. – С. 94-99.
4. Климов Б. Г. Оценка эффективности функционирования шахтных транспортных систем с бункерами / Б. Г. Климов, В. Я. Богуславский // Изв. ВУЗов. Горный журнал. – 1976. – № 5. – С. 93–96.
5. Кирия Р. В. Применение фракталов к определению пропускной способности систем конвейерного транспорта горных предприятий / Р. В. Кирия // Системні технології: Регіональний міжвузівський збірник наукових праць. – Дніпропетровськ, 2010. – Випуск 2(67). – С. 167–174.
6. Кирия Р. В. Адаптивное управление конвейерными линиями горных предприятий / Р. В. Кирия, В. Ф. Монастырский, В. Ю. Максютенко // Форум гірників–2011: Матеріали міжнарод. конф., 12–15 жовтня 2011 р. – Днепропетровск: Національний гірничий університет, 2011. – С. 87–95.
7. Кирия Р. В. Математические модели функционирования систем конвейерного транспорта угольных шахт / Р. В. Кирия, Т. Ф. Мищенко, Ю. В. Бабенко // Системні технології: Регіональний міжвузівський збірник наукових праць. – Дніпропетровськ, 2014. – Випуск 1. – С. 146–158.
8. Кирия Р. В. Разработка быстрого алгоритма определения пропускной способности системы «конвейер – бункер – конвейер» / Р. В. Кирия, Т. Ф. Мищенко, Ю. В. Бабенко // Системні технології: Регіональний міжвузівський збірник наукових праць. – Дніпропетровськ, 2013. – Випуск 1. – С. 146–158.

**ИССЛЕДОВАНИЕ ЛИНИИ ПРИВОДА АВТОМАТИЧЕСКОГО СТАНА
ТРУБОПРОКАТНОГО АГРЕГАТА С УСТРОЙСТВОМ ДЛЯ
СНИЖЕНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ НАГРУЗОК**

Предложено устройство для соединения валков и шпинделей стана с амортизирующими элементами. Разработана математическая модель и проведен анализ динамических процессов на главном приводе автоматического стана с амортизирующим устройством в пределах первого полупериода низшей гармоники колебательной системы для двух, наиболее возможных, этапов движения эквивалентной динамической модели механической системы. Определены рациональные параметры амортизирующего устройства главного привода. Достигнуто значительное снижение динамических нагрузок привода автоматического стана трубопрокатного агрегата.

Ключевые слова: труба, автоматический стан, привод, валок, шпindel, полумуфта, технология, момент, жесткость, упругость, трансмиссия, устройство, коэффициент динамичности, математическая модель, осциллограмма.

The device for connection of rolls and camp spindles with shock-absorbing elements is offered. The mathematical model is developed and the analysis of dynamic processes on the main drive of an automatic camp with the shock-absorbing device within the first half-cycle of the lowest harmonica of oscillatory system for two, the most possible, stages of movement of equivalent dynamic model of mechanical system is carried out. Rational parameters of the shock-absorbing device of the main drive are determined. Considerable decrease in the dynamic loadings transferred to the line of the drive of rolls of a working cage of an automatic camp of the pipe-rolling unit is reached.

Keywords: pipe, automatic camp, drive, roll, spindle, semi-coupling, technology, moment, rigidity, elasticity, transmission, device, dynamism coefficient, mathematical model, oscillogram.

Автоматический стан является одним из основных станов во всей технологической линии трубопрокатного агрегата (ТПА).

При задаче трубной заготовки (гильзы) в рабочие валки автоматического стана за период переходных процессов возникают значительные динамические нагрузки, что приводит к частым отказам, вызванным преимущественно поломкой элементов главного привода стана [1].

Следует отметить, что линия привода автоматического стана, например ТПА 350, достаточно короткая, шпиндели трансмиссии имеют малую длину и значительную жесткость (при наружном диаметре шпиндельной муфты до 700 мм общая длина шпинделя составляет не более 4000 мм.).

В связи с тем, что в главной линии привода рабочих валков автоматического стана ТПА 350 имеют место частые отказы – поломки шпинделей и быстрый износ бронзовых вкладышей, возникла

необходимость в разработке элементов привода стана повышенной нагрузочной способности.

Конструктивные изменения сочленений шарнира шпинделя ограничиваются возможностями перевалки валков, в связи, с чем одним из основных требований к новому приводу стана, помимо повышения его нагрузочной способности, является простота конструкции амортизирующих элементов.

Для стабилизации режимов нагружения элементов главного привода автоматического стана, работающего в тяжелых режимах, ведутся поиски новых технических решений. Однако вопросам обоснования и выбора оптимальных характеристик приводов станов продольной прокатки труб, учитывающих особенности переходных процессов, ярко выраженную динамику в период захвата гильзы валками и циклический характер нагружения, не уделено достаточного внимания.

Отметим, что разработка и установка эффективной конструкции устройств с демпфирующими элементами в сочленениях валопроводов трубопрокатных станов, работающих в условиях ударных приложений технологических нагрузок, является необходимостью, продиктованной производственными условиями.

Остановимся на некоторых примерах и опыте эксплуатации аналогичных станов продольной прокатки.

Отметим, что в линии приводов ряда тяжелонагруженных станов для облегчения процесса перевалки и стабилизации динамических нагрузок используют специальные амортизационные устройства.

На практике чаще всего применяется устройство для автоматического соединения валков и шпинделей главного привода станов, содержащее хвостовик валка, охватываемого полумуфтой, в торцевой части которого установлены два подпружиненных поводка, входящих в пазы на торец валка [1, 4].

Недостатком данного устройства является чувствительность подпружиненных поводков к повышенным динамическим нагрузкам в момент захвата прокатываемого металла.

При эксплуатации как отечественных, так и зарубежных станов продольной прокатки наиболее распространенным является устройство для соединения валков и шпинделей автоматического стана, включающее полумуфту шпинделя с валком, в осевой расточке которого установлены ряд упругих элементов, взаимодействующих через поводки с обоймой [5].

К недостаткам указанного устройства следует отнести чувствительность пружинных элементов к повышенным динамическим нагрузкам, особенно в период ударных переходных процессов (период захвата металла валками) на стане.

Исследования, приведенные в данной работе, преимущественно направлены на разработку устройства для стабилизации передаваемых на

главный привод стана динамических нагрузок и тем самым сокращение поломок элементов трансмиссии.

Снижения передаваемых на привод валков рабочей клетки динамических нагрузок достигается тем, что предложено амортизирующее устройство для соединения валков и шпинделей прокатных станов, включающее полумуфту шпинделя с валком, в осевой расточке которого размещены блоки резинометаллических амортизирующих элементов и гидропласт, взаимодействующие через проводки с обоймой. Внутренняя поверхность обоймы полумуфты выполнена в виде кулачка с чередующимися рабочими и холостыми участками. Каждый из участков обоймы, соответственно, представляет собой сферическую и цилиндрическую поверхности [6].

На рисунке 1 представлена конструкция устройства для соединения валков и шпинделей прокатных станов, общий вид и разрез А-А.

Устройство для соединения валков и шпинделей стана состоит из хвостовика рабочего валка 1, в осевой расточке которого установлен блок резинометаллических элементов 2, взаимодействующих через пластичную среду (гидропласт) 3 с поводками 4, установленными в радиальных отверстиях хвостовика валка, контактирующими с кулачком 5, зафиксированным в полумуфте 6. С другой стороны блок резинометаллических амортизирующих элементов каналом расточки рабочего валка связан с винтом 7.

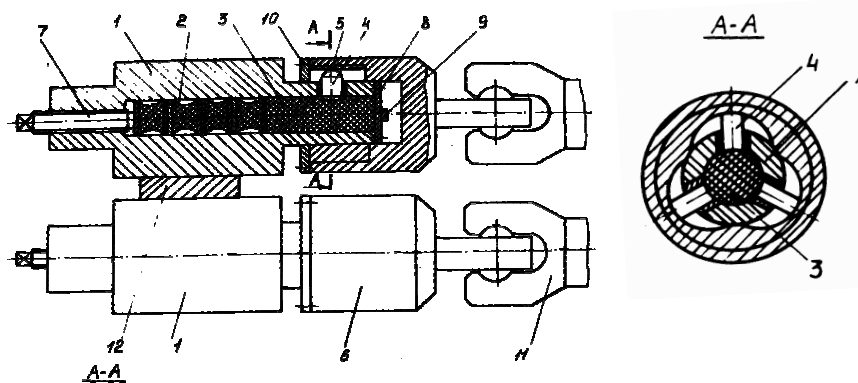


Рисунок 1. – Амортизирующее устройство для соединения валков и шпинделей прокатных станов с нелинейными упругими элементами

Устройство работает следующим образом. При захвате гильзы валками стана хвостовик валка 1 увлекает за собой поводки 4, перемещая их по профилированной поверхности кулачка 5, размещенной в полумуфте 6, воздействует через пластичную среду 3 на блок (пакет) резинометаллических элементов 2, взаимодействующих с винтом 7, регулировки хода амортизатора механической системы.

При превышении динамических нагрузок в приводе допустимых величин поводки 4 от профилированной поверхности кулачка 5 переходят к нерабочей части кулачка, что обеспечивает некоторый свободный ход

линии привода, предохраняя его элементы от поломок. Этим достигается снижение передаваемых на элементы главного привода динамических нагрузок, вызванных захватом прокатываемой гильзы в период переходных процессов. Величина момента, передаваемого поводками, и рабочий ход системы регулируется винтом 7, установленным по оси валка.

Необходимо отметить, что предложенная конструкция амортизирующего устройства выполнена таким образом, что демпфирующие элементы встроены непосредственно в осевой канал рабочих валков и имеют эквивалентную мягкую нелинейную характеристику (рис. 2).

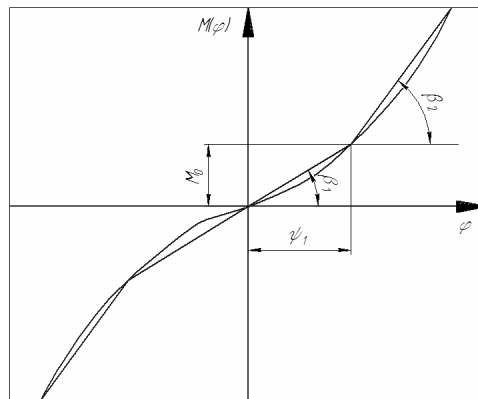


Рисунок 2. – Нелинейная характеристика упругих связей (блока резинометаллических элементов) амортизатора, встроеного в главный привод прокатного стана

Учитывая процесс естественного демпфирования в механической системе, ударное замыкание зазоров в период переходного процесса на стане будем считать ярко выраженным и периодическим [6, 7].

Анализ динамических процессов в тяжело нагруженных приводах большинства трубопрокатных станов с реальным распределением масс и жесткостей, в ряде случаев и в первом приближении, удобно произвести на базе упрощенной эквивалентной двухмассовой модели исходной многомассовой рядной механической системы стана [2, 5] (рис.3).

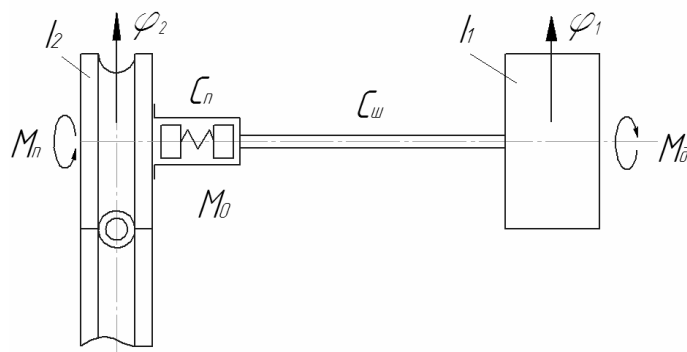


Рисунок 3. – Эквивалентная динамическая модель линии привода автоматического стана трубопрокатного агрегата с встроеным амортизатором

Очевидно, что в этом случае достаточно проанализировать динамические процессы на автоматическом стане в пределах первого полупериода низшей гармоники колебательной системы, как правило, для двух, наиболее возможных, этапов движения исходной динамической системы привода стана.

Первый этап работы главного привода автоматического стана характеризуется пассивными условиями функционирования самих амортизаторов. Предположив, что момент предварительной затяжки резинометаллических элементов (пружин) винтовым механизмом, составляет M_0 / c_0 , то на первом этапе движения рассматриваемый момент системы определяется относительным поворотом масс I_1 и I_2 , что происходит за счет деформации угловой связи элементов главного привода c_{12} в установленных пределах хода системы $\varphi_1 - \varphi_2 < M_0 / c_0$.

После подключения систем амортизатора с резинометаллическими элементами установленной жесткости к основной системе привода $\varphi_1 - \varphi_2 > M_0 / c_0$ начинается соответственно второй, наиболее важный, этап динамического функционирования всех элементов привода и рабочих валков стана совместно с прокатываемой гильзой.

Из анализа условий функционирования главного привода стана следует, что при неправильно выбранных параметрах жесткости динамической системы и амортизирующих элементов устройства в пределах рабочего хода демпфирующих элементов главного привода автоматического стана наступает третий этап движения рассматриваемой механической системы.

Рассмотрим первый этап переходных процессов на стане $0 \leq \varphi_{12} \leq M_0 / c_0$.

Тогда согласно [5, 7] для первого этапа переходных процессов уравнения движения механической системы в относительных координатах для принятой упрощенной двухмассовой модели привода автоматического стана

$$\begin{cases} I_1 \frac{d^2 \varphi_1}{dt^2} + c_1 (\varphi_1 - \varphi_2) = M_\delta; \\ I_2 \frac{d^2 \varphi_2}{dt^2} - c_1 (\varphi_1 - \varphi_2) = -M_n. \end{cases} \quad (1)$$

где I_1 и I_2 – приведенные моменты инерции динамической модели линии привода стана; φ_1 и φ_2 – соответствующие приведенные углы поворота ротора двигателя главного привода и рабочих валков стана; M_0 – момент предварительной затяжки амортизатора; M_n – момент прокатки гильзы (трубы) на автоматическом стане; M_δ – номинальный момент двигателя главного привода.

Предполагая, что двигатель главного привода совершает равномерное движение с постоянной угловой скоростью $\varphi_1 = \omega_0 t$, систему уравнений (1) можно записать в виде

$$I_2 \frac{d^2 \varphi_2}{dt^2} = c_1 (\omega_0 t - \varphi_2) - Mn. \quad (2)$$

Решения уравнения (2) при начальных условиях задачи $\varphi_2(0) = 0$; $\dot{\varphi}_2(0) = 0$ имеет вид

$$\varphi_2(t) = \omega_0 t + \frac{Mn}{c_1} [\cos(k_1 t) - 1], \quad (3)$$

где $k_1 = \sqrt{\frac{c_1}{I_2}}$ – частота собственных колебаний эквивалентной динамической модели автоматического стана на первом этапе переходного процесса.

Следовательно, угловая скорость рабочих валков стана на этом же этапе движения системы определяется

$$\frac{d\varphi_2(t)}{dt} = \omega(t) = \omega_0 - \frac{Mn}{c_1} k_1 \sin(k_1 t). \quad (4)$$

Исходя из условия $\varphi = \varphi_1$ запишем

$$\omega_0 t - \varphi_2 = M_0 / c_0. \quad (5)$$

Тогда из (4) и (5) найдем время завершения первого этапа переходного процесса в виде

$$t_1 = \arccos\left(1 - \frac{M_0}{Mn}\right). \quad (6)$$

Начальные условия для второго этапа движения эквивалентной двухмассовой модели механической системы стана выбираем исходя из (3) и (6).

Уравнения движения массы I_2 , при этом, запишем

$$I_2 \frac{d^2 \varphi_2}{dt^2} = c_0 (\varphi_a - \varphi_2) - Mn, \quad (7)$$

где φ_a – угол поворота элементов встроенных в рабочий валок амортизатора; c_0 – жесткость шпинделя линии привода.

Переменную $\varphi_a(t)$ находим из условия равенства моментов сил упругости на отдельных участках линии главного привода стана для соответствующих этапов движения системы

$$\begin{cases} c_0(\varphi_a - \varphi_2) = M_0 + c_n(\omega_0 t - \varphi_a); \\ c_0(\varphi_a - \varphi_2) = M_0 + (c'_M + c''_M)(\omega_0 t - \varphi_a). \end{cases} \quad (8)$$

Решение уравнения (7) находим в постановке задачи Коши, при следующих начальных условиях

$$\varphi_2(0) = -\frac{M_0}{c_0} \text{ и } \dot{\varphi}_2(0) = \omega_0 - \frac{k_1}{c_1} \sqrt{2M_0 M_n - M_0^2}.$$

Тогда с учетом (9) из дифференциального уравнения (7) находим

$$\varphi_2(t) = \frac{M_n - M_0}{c_2} \cos(k_2 t) - \frac{k_1}{k_2 c_1} \sqrt{2M_0 M_n - M_0^2} \sin(k_2 t) + \bar{\varphi}_2(t). \quad (9)$$

Здесь $k_2 = \sqrt{\frac{c_2}{I_2}}$ – есть частота свободных колебаний механической

системы стана на втором этапе рассматриваемого движения.

Дважды дифференцируя уравнение (9) и подставляя полученный результат в уравнение (7), после некоторых преобразований запишем выражение для определения момента сил упругости в линии главного привода автоматического стана

$$\begin{aligned} M &= M_n + M_n \sqrt{n + (1+n)(1+m_0)^2} \sin(k_2 t - \alpha); \\ \operatorname{tg}(\alpha) &= \frac{k_1(M_n - M_0)}{k_2 \sqrt{M_0(2M_n - M_0)}}, \end{aligned} \quad (10)$$

где n – угловой коэффициент излома упругой характеристики амортизатора, равный $n = \frac{c_2^*}{c_1^*} = \frac{\operatorname{tg}(\beta_2)}{\operatorname{tg}(\beta_1)}$; α – начальная фаза колебаний механической системы; m_0 – относительный момент в приводе стана, равный $m_0 = \frac{M_0}{M_n}$

Из выражения (12) следует, что максимальный момент сил упругости в механической системе определяется

$$M^{\max} = M_n + M_n \sqrt{n + (1+n)(1+m_0)^2}. \quad (11)$$

Искомый коэффициент динамичности для эквивалентной двухмассовой модели механической системы стана из (10) и (11) определяется в виде

$$\eta = \frac{M^{\max}}{M_n} = 1 + \sqrt{n + (1+n)(1+m_0)^2}. \quad (12)$$

Из выражения (12) следует, что при $n \rightarrow 1$ коэффициент динамичности для принятой эквивалентной двухмассовой динамической модели

механической системы главного привода автоматического стана стремится к $\eta \rightarrow 2$, как для привода без амортизатора.

Отметим, что зона, соответствующая $M_0 \approx M_n$ является наиболее эффективной. В силу этого пути снижения динамических нагрузок в линии главного привода стана лежат через снижение величины n , что конструктивно можно реализовать путем выбора жесткости резинометаллических элементов, рассматриваемой конструкции регулируемого амортизатора, встроенного в рабочий валок и элементы привода вала (рис.1).

Достоверность теоретических выкладок и эффективность применения предложенного технического решения в приводе автоматического стана ТПА проверяли путем моделирования скоростных и силовых режимов прокатки гильзы на лабораторном стане дуо 160, снабженного устройством для снижения динамических нагрузок.

Программа экспериментальных исследований на автоматическом стане состояла из следующих основных этапов: общих исследований энергосиловых параметров продольной прокатки гильз на стане без введения дополнительных устройств, предназначенных для снижения динамических нагрузок; исследование эффективности применения амортизирующего устройства в составе привода; исследования процессов демпфирования крутильных колебаний в линии привода стана.

Типовая осциллограмма исследований энергосиловых параметров автоматического стана ТПА 140 приведена на рис. 4, а некоторые результаты экспериментальных исследований энергосиловых параметров автоматического стана ТПА 350 представлены в таблице 1 [5, 8].

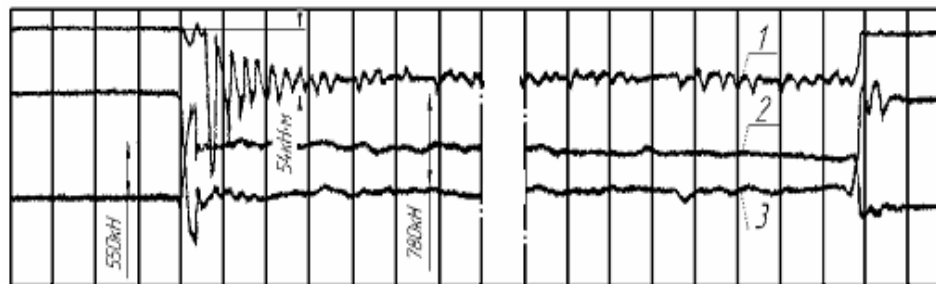


Рисунок 4. – Типовая осциллограмма экспериментальных исследований энергосиловых параметров автоматического стана ТПА 140 без демпфирующего устройства

Для определения действительных значений динамических нагрузок была проведена экспериментальная работа по измерению крутящих моментов непосредственно на шпинделях главного привода автоматического стана, как в момент задачи металла, так и в процессе прокатки основных групп выпускаемых труб на стане. После обработки результатов экспериментальных исследований были определены экспериментальные

максимальные крутящие моменты (таблица 1), на основании которых проведен анализ прочности существующей конструкции привода и определены параметры конструкции амортизирующих устройств, обеспечивающих надежную работу привода стана.

Таблица 1

Результаты измерения крутящих моментов при прокатке труб на автоматическом стане ТПА 350

№№ осц.	Мниж. ш., кНм		$k_{\phi} = M_z / M_y$	Мверх. ш., кНм		$k_{\phi} = M_z / M_y$	Сортамент трубы
	Мз	My		Мз	My		
1	2	3	4	5	6	7	8
Углеродистые стали	26,5	11,5	2,3	32,5	11,5	2,8	ш146Ч8; материал сталь20
	32,5	9,0	3,6	24,0	8,0	3,0	
	26,5	10,0	2,65	24,0	10,0	2,4	
	20,5	9,0	2,3	22,0	8,0	2,75	
	60,0	20,0	3,0	52,0	20,0	2,6	ш325Ч8; материал 30ХГСА
	61,0	15,5	3,9	52,0	14,0	37	
	54,0	19,0	2,8	45,5	17,5	2,6	
	32,5	12,0	2,7	25,5	11,5	2,2	
Нержавеющие стали	26,0	8,5	3,1	21,5	9,5	2,3	ш194Ч8; материал 08Х18НЮТ
	42,5	12,0	3,5	22,0	8,5	2,6	
	39,0	7,5	5,2	15,5	5,5	2,8	
	36,5	6,4	5,7	20,0	5,5	3,6	
	22,0	11,5	1,9	15,5	9,0	1,7	ш325Ч12; материал 12Х118Н10Т
	50,8	19,0	2,7	30,5	15,5	2,0	
	26,0	9,0	2,9	24,5	15,0	1,6	

Анализ результатов экспериментальных исследований главного привода автоматического стана ТПА 350 показывает, что линия привода подвержена воздействию значительных динамических нагрузок. Максимальный коэффициент динамичности привода без амортизатора достигает $k_{\phi} = 3,7$, что подчеркивает особенности формирования переходных процессов на стане и дальнейшее функционирование механической системы.

Некоторые результаты исследования линии привода лабораторного стана дуо 160 без амортизатора и с применением устройства для снижения динамических нагрузок приведены на осциллограммах (рис.5).

Введение в механическую систему привода встроенного амортизатора с регулируемой жесткостью позволило снизить коэффициент динамичности системы до $k_{\phi} = 1,1 - 1,2$.

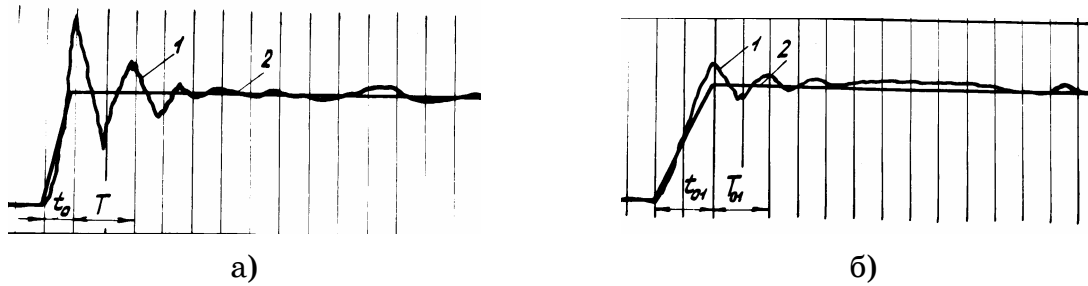


Рисунок 5. – Осциллограмма моментов сил упругости в шпинделях привода рабочих валков лабораторного стана дуо 160 без амортизатора а) и с встроенным амортизатором б): 1 – момент сил упругости шпинделя; 2 – идеальный закон нарастания нагрузки

Отметим, что после настройки амортизатора на требуемую величину жесткости в линии привода стана происходит захват и дальнейшая прокатка заготовки валками стана. Исследование линии привода стана показало удовлетворительную работоспособность систем амортизатора во всех режимах работы стана.

После сброса технологической нагрузки все элементы конструкции амортизатора возвращаются в исходное положение. Введение в конструкции амортизатора блока резинометаллических демпфирующих элементов позволило существенно увеличить рассеяние энергии системы. В результате этого колебания моментов сил упругости, в линии привода стана в момент захвата заготовки валками, затухают довольно быстро – практически за первый период колебаний механической системы.

Дальнейшее ослабление затяжки резинометаллических элементов посредством регулировочного винта, приводит к увеличению хода амортизатора и преждевременному его включению в работу привода, что не крайне желательно.

ВЫВОДЫ

1. Для снижения передаваемых на элементы главного привода динамических нагрузок предложено специальное амортизирующее устройство для соединения валков и шпинделей прокатных станов.

2. Разработана математическая модель и проведен комплексный анализ динамических процессов в главном приводе автоматического стана в пределах первого полупериода низшей гармоники эквивалентной динамической модели колебательной системы для двух, наиболее возможных, этапов движения рядной механической системы.

3. Определены параметры амортизирующих элементов устройства для соединения валков и шпинделей главного привода прокатных станов.

4. Приведены данные экспериментальных исследований энергосиловых параметров главного привода автоматических станов ТПА 140 и ТПА 350, что подтверждает актуальность поставленной задачи. Достоверность

полученных результатов подтверждается результатами лабораторных работ на стане ДУО 160.

5. Полученные результаты могут быть использованы при разработке и комплексной модернизации приводов аналогичных тяжелонагруженных станов продольной прокатки.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Данченко В.Н. Технология трубного производства. Учебник для вузов. /В.Н. Данченко, А.П. Коликов, Б.А. Романцев, С.В. Самусев // . – М.: Интермет - Инжиниринг, 2002. – 640 с.
2. Кожевников С.Н. Динамика машин с упругими звеньями. – Киев: Изд-во АНУССР, 1961. – 160 с.
3. Кожевников С.Н. Динамика нестационарных процессов в машинах. – Киев: Наукова думка, 1986. – 288 с.
4. Иванченко Ф.К и др. Динамика и прочность металлургического оборудования. – М.: Металлургия, 1970. №8, – 488 с.
5. Смирнов В.В. Механика приводов прокатных станов /В.В. Смирнов, Р.А.Яковлев// – М.; Металлургия,1977. – 286 с.
6. А.С.№ 1076157 Рахманов С.Р. и др. Устройство для соединения валков и шпинделей прокатного стана БИ №4,1982.
7. Адамия Р.Ш. Оптимизация динамических нагрузок прокатных станов. – М.; Металлургия,1978. – 232 с.
8. Рахманов С.Р., Тополов В.Л. Экспериментальное исследование виброактивности станов винтовой прокатки труб трубопрокатного агрегата. – Вибрация в технике и технологиях, №2 (62), 2011. с.91-96.

УДК 669.147:536.243

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

ВИЗНАЧЕННЯ МЕТОДАМИ МАТЕМАТИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ПАРАМЕТРІВ ПЛАВКОГО ІНОКУЛЯТОРА ПРИ БЕЗПЕРЕРВНОМУ РОЗЛИВАННІ СТАЛІ НИЗЬКОВУГЛЕЦЕВИХ МАРОК

Анотація. Розглянуто процес застосування інокуляторів при безперервному розливанні сталі. Розроблено алгоритм рішення задачі плавлення залізного порошку змішаного гранулометричного складу в рідкому металі в передкристалізаційний період. Визначені гранулометричний склад і витрата інокулятора, що забезпечують утворення в металі стійких зародків твердої фази.

Ключові слова: математичне моделювання, інокулятор, гранулометричний склад, безперервне розливання сталі.

Рассмотрен процесс применения инокуляторов при непрерывной разливке стали. Разработан алгоритм решения задачи плавления железного порошка смешанного гранулометричного состава в жидком металле в передкристаллизационный период. Определены гранулометрический состав и расход инокулятора, обеспечивающий образование в металле устойчивых зародышей твердой фазы.

Process of application inoculators at continuous casting of steel is considered. The algorithm for solve a problem of fusion an granulometric heterogeneous iron powder in liquid metal right before crystallization was developed. Particle-size distribution and consumption of inoculators that provide creation in metal the steady nucleus of crystal are determined.

Постановка задачі дослідження

Безперервне розливання сталі, як невід’ємна ланка сучасного сталеплавильного виробництва, за головними показниками: продуктивності і якості готової продукції – набагато опереджає технології розливання у зливки [1]. Проте безперервнолитій заготовці, як і будь-якому великому зливку, властиве утворення хімічної і структурної неоднорідності, що виникає в процесі кристалізації рідкого металевого розплаву. Швидкість тверднення заготовки, що визначає продуктивність машини безперервного лиття, також досягла своїх меж і визначається тепер внутрішнім тепловим опором заготовки [2].

Об’ємна кристалізація металевого розплаву, ініційована присутністю в об’ємі металу зародків нової фази, дозволяє не лише вирішити обидві задачі, пригнічуючи процеси ліквідації розчинених у металі домішок та істотно збільшуючи поверхню теплопередачі, але й істотно знизити енергоємність процесу безперервного розливання сталі, за рахунок підвищення продуктивності МБЛЗ і зниження частки бракованої продукції.

Аналіз основних досліджень

В умовах безперервного розливання сталі найбільш технологічно виправдане застосування у якості інокулятора порошкового мікрохолодильника у формі залізного порошку, що відповідно до ДСТУ 9849-86 “Порошок залізний” [3] поставляється з різним гранулометричним складом. Введення його в рідку сталь призводить до нерівномірної зміни теплофізичних параметрів останньої внаслідок поступового плавлення різних фракцій порошку, що, відповідно, впливає і на імовірність росту центрів кристалізації.

Для моделювання плавлення порошку змішаного гранулометричного складу був розроблений циклічний алгоритм, що включає рішення задачі нагрівання і плавлення сферичних часток різної фракції (рис. 1).

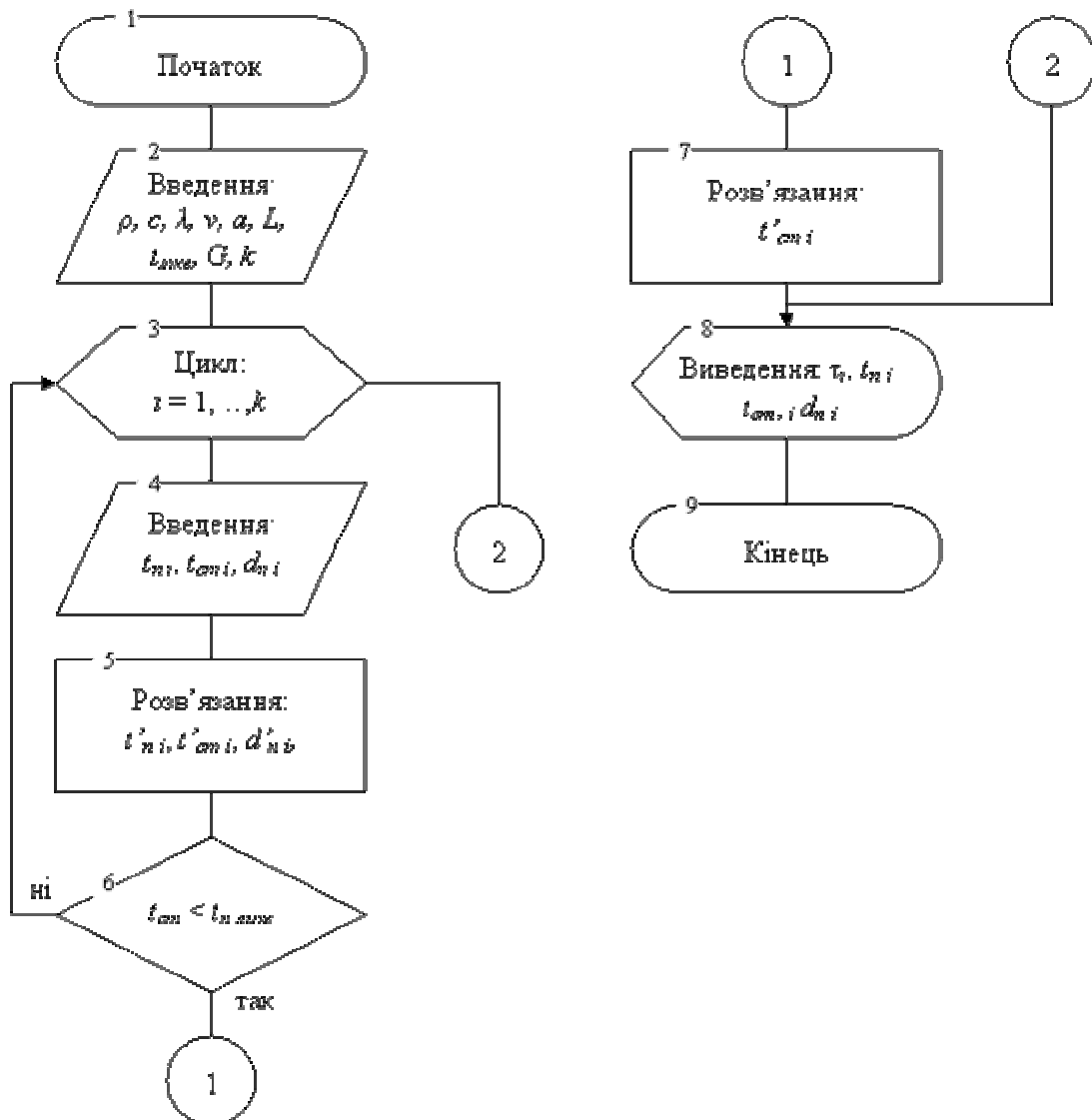


Рисунок 1. – Алгоритм вирішення задачі плавлення залізного порошку змішаного гранулометричного складу в металевому розплаві

Після початку розрахунку (блок №1) здійснюється введення фізико-хімічних сталей металевого розплаву і твердих часток порошку (блок вводу №2): щільності ρ , питомої теплоємності c , теплопровідності λ , в'язкості розплаву ν , коефіцієнта температуропровідності a , теплоти плавлення L , температури ліквідус порошку і розплаву $t_{лікв}$, питомої масової витрати порошку G .

Для наступного вирішення задачі процес плавлення порошку умовно поділяємо на k етапів, закінчення кожного з яких відповідає часу ϕ_i повного розплавлення часточок найменшої фракції порошку, що лишилися в розплаві. По завершення кожного етапу відбувається зниження температура рідкої сталі до t'_{sti} , нагрів великих фракцій порошку до температури t'_{pi} та часткове оплавлення дрібних до діаметра d'_{pi} . Зміна цих параметрів враховується на наступному етапі, реалізованому блоком циклу №3.

Блок циклу включає операції по введенню (блок №4) початкових умов (початкової температури кожної фракції t_{ni} та її діаметра d_{ni} , і початкової температури сталі t_{cm}) і розрахунок (блок №5) цих же величин для кожної фракції порошку наприкінці i -ого етапу. У випадку зниженні температури рідкої сталі нижче температури ліквідус порошку (блок умови №6) його плавлення повністю зупиняється, цикл обривається достроково, а розрахунок охолодження сталі за рахунок нагрівання нерозплавлених фракцій порошку виконується блоком №7. Якщо ж температура сталі більша за температуру ліквідус порошку, виконується наступний етап циклу. За будь-якого варіанту завершення циклу результат розрахунку виводиться на екран (блок №8).

Окрім цього блоком №5 виконується розрахунок питомої поверхні $S_{\Sigma i}$ часток порошку, віднесеної до одиниця об'єму металу і числа центрів (ЧЦ) кристалізації в одиниці об'єму рідкого металу, що розраховуються за наступними формулами:

$$S_{\Sigma i} = 3 \cdot 10^{-7} \cdot G_i \cdot \frac{\rho_{Me}}{\rho_n} \sum_{j=1}^m \frac{P_j}{R_j}, \text{ м}^2/\text{м}^3 \text{ (1/м)}, \quad (1)$$

де G_i – питома маса порошку на i -ому етапі циклу, що розраховується за формулою

$$G_i = \frac{1 - p_{i-1}}{10 \left(\frac{10}{G_{i-1}} + p_{i-1} \right)}, \text{ кг/т}, \quad (2)$$

де G_{i-1} – питома маса порошку на попередньому ($i-1$)-ому етапі циклу, кг/т; p_{i-1} – масова частка порошку, що розплавився на попередньому етапі

циклу; ρ_{Me} , ρ_p – відповідно густина рідкого металу і порошку, кг/м³; p_j – масова частка j -ої фракції порошку в суміші; R_j – радіус j -ої фракції порошку в суміші, мкм.

Число центрів кристалізації в 1 см³ металу на першому етапі циклу

$$\text{ЧЦ}_1 = 7,5 \cdot 10^{-14} \frac{G_1}{\pi} \cdot \frac{\rho_{Me}}{\rho_n} \sum_{j=1}^m \frac{p_j}{R_j^3}, \text{ см}^{-3}, \quad (3)$$

а для наступних етапів

$$\text{ЧЦ}_i = \frac{\text{ЧЦ}_{i-1} - \frac{3p_{j-1}G_{i-1}}{4\pi R_{j-1}^3} \cdot \frac{\rho_{Me}}{\rho_n}}{1 + p_{j-1} \cdot G_{i-1}}, \text{ см}^{-3}. \quad (4)$$

У блоці №5 закладене вирішення задачі нагріву сферичного тіла обмеженої теплопровідності $\lambda \neq \infty$ за умови сталості температури навколишнього середовища $t_{\text{ср}} = \text{const}$ [4], а також задача плавлення рівномірно прогрітої сфери з безперервним видаленням рідкої фази з її поверхні (за рахунок конвекційних потоків металевого розплаву, що омивають часточку) [5]. Вибір методики вирішення задачі нагрівання часточок обумовлений виконанням за умов природної конвекції умови $Bi > 0,25$ [4]. Можливо також застосування в блоці №5 математичних моделей, запропонованих у роботах [6-8], які, однак, несуттєво ускладнюють рішення задачі і знижують точність результату.

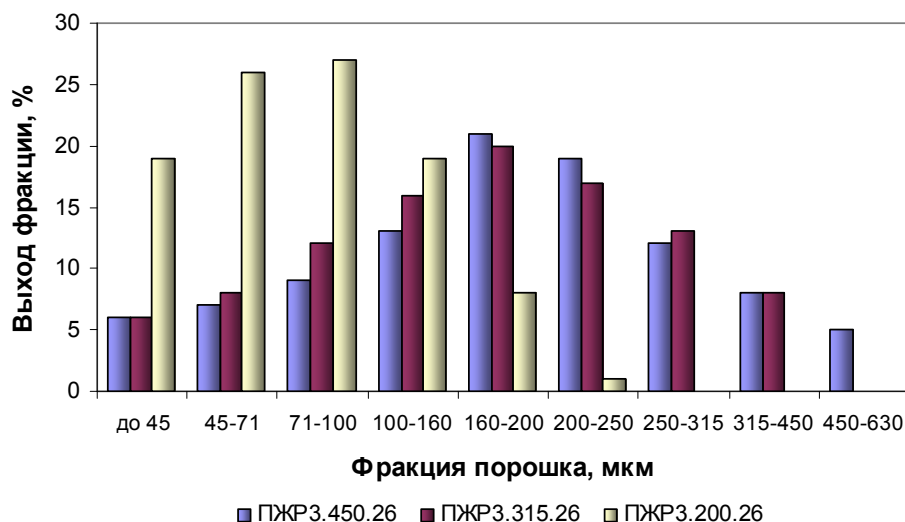


Рисунок 2. – Гранулометричний склад залізного порошку, отриманого методом розпилення металевого розплаву водою високого тиску чи стиснутим повітрям

Моделювання здійснювали для умов розливання низьковуглецевої сталі марки 09Г2С з уведенням інокулятора у формі залізного порошку марок ПЖР3.200.26, ПЖР3.315.26, ПЖР3.450.26, гранулометричний

склад якого представлено на рис. 2 [3]. Витрату порошку змінювали в межах 2ч6 кг/т сталі. Температура ліквідус сталі і залізного порошку, що розрахована за методикою [9], склала відповідно 1510°C и 1525°C. Перегрів сталі даної марки перед розливанням звичайно складає 25°C [9]. Інші фізико-хімічні параметри рідкої сталі і порошку прийняті з довідкової літератури [8-10].

Постановка завдання дослідження

Основною задачею застосування інокулятора (мікрохолодильника) є зняття перегріву рідкої сталі і створення в її об'ємі достатньої для ініціювання об'ємної кристалізації кількості зародків твердої фази. Для цього витрату і гранулометричний склад інокулятора слід підбирати таким чином, щоб після зниження температури сталі до температури плавлення порошку в його об'ємі зберігалася висока концентрація порошку, а діаметр часточок перевищував критичний, за якого вони розплавляються в рідкому металі.

Основні матеріали дослідження

На рисунку 3 представлено результати математичного моделювання процесу плавлення порошку змішаного гранулометричного складу, які надані для зручності на логарифмічній шкалі. З графіків видно, що тривалість процесу плавлення порошку майже у всіх випадках не перевищує 1 секунди, за яку число часточок порошку в 1-ому см³ рідкого металу встигає зменшитися на 5 порядків. Тривалість плавлення порошку збільшується зі збільшенням частки великої фракції в його складі. Порівнявши рис. 3 (б, г, д) можна з упевненістю стверджувати про неприйнятність використання порошку марки ПЖРЗ.200.26 унаслідок його повного плавлення в металі. Усунення цього недоліку вимагає збільшення витрати порошку понад 6 кг/т, що неминуче призведе до підвищення енергоємності процесу безперервного розливання.

Різниця між залишковим числом центрів кристалізації при використанні порошку марок ПЖРЗ.450.26 і ПЖРЗ.315.26 практично не відчутна і посилюється лише при збільшенні витрати порошку. Так при витраті 4 кг/т сталі порошку марок ПЖРЗ.450.26 і ПЖРЗ.315.26 залишкове число центрів кристалізації відрізняється лише в 1,06 рази і складає відповідно 421 і 397 см⁻³. При витраті 6 кг/т порошку цих же марок різниця збільшується до 2,16 разів, причому цього разу число залишкових центрів кристалізації більше при використанні порошку марки ПЖРЗ.315.26 – 1365 проти 631 см⁻³.

Цей, парадоксальний, на перший погляд, результат можна пояснити, проаналізувавши гранулометричний склад порошку розглянутих марок (див. рис. 2). Наявність у порошку марки ПЖРЗ.450.26 близько 5%

фракції більше 450 мкм нівелюється більшою часткою дрібних фракцій, що знижують температуру сталі на початкових етапах плавлення а, отже, тепловий потік від сталі до порошку. Виходячи зі сказаного, можна рекомендувати використання при безперервному розливанні сталі марки 09Г2С залізний порошок марок ПЖРЗ.315.26 та ПЖРЗ.450.26 з витратою щонайменше 4-6 кг/т рідкої сталі.

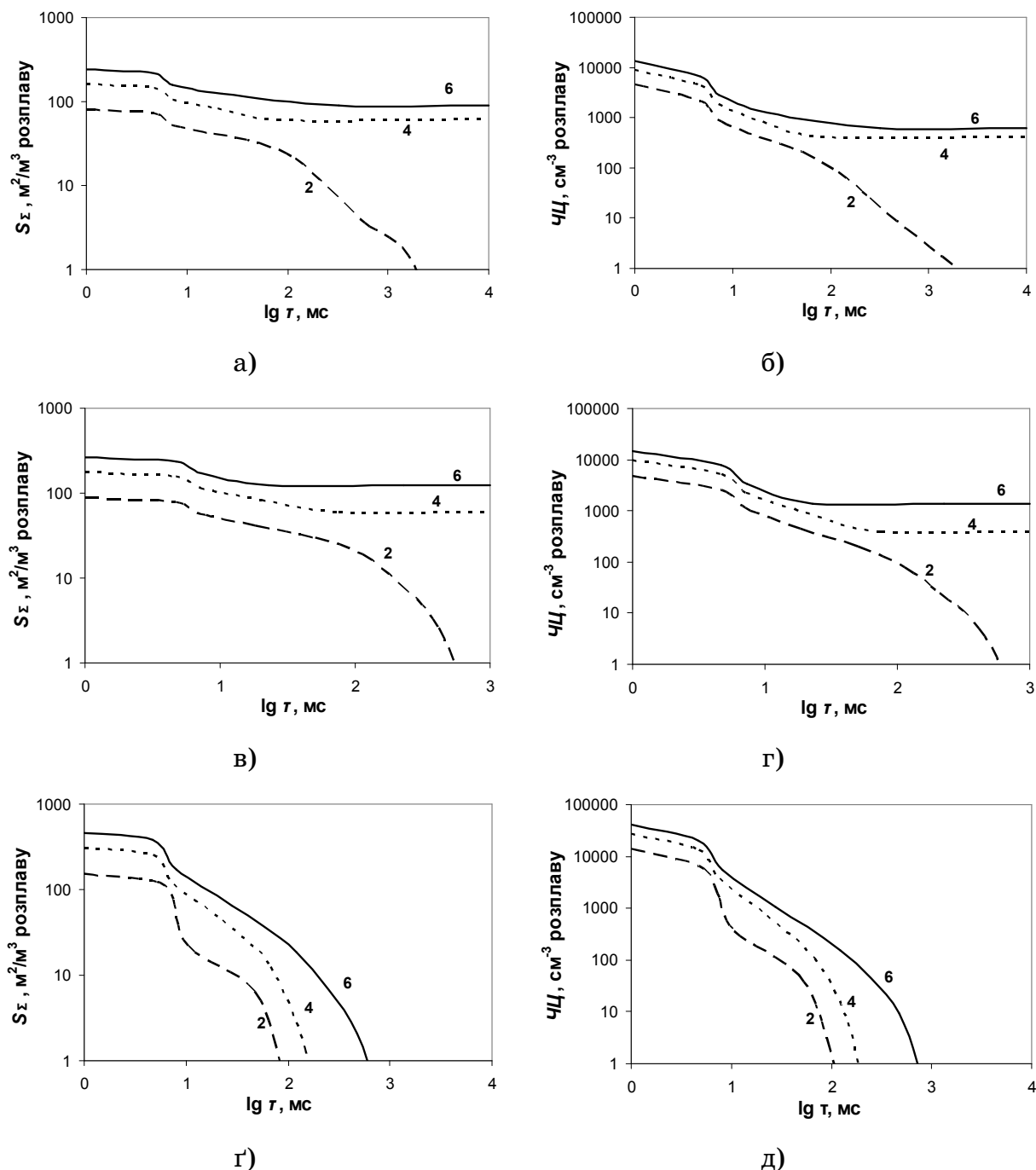


Рисунок 3. – Динаміка зміни питомої площі поверхні часточок порошку (а, в, г) та їх кількості (б, г, д) в об’ємі рідкої сталі при використанні залізного порошку марок ПЖРЗ.450.26 (а, б), ПЖРЗ.315.26 (в, г), ПЖРЗ.200.26 (г, д):

цифри біля кривих – витрата порошку, кг/т сталі

Висновки

За результатами моделювання можна запропонувати застосування для умов безперервного розливання сталі залізного порошку марок ПЖРЗ.315.26 та ПЖРЗ.450.26, частка дрібних фракцій у якому не перевищує 20 % по масі, з витратою щонайменше 4ч6 кг/т сталі. Дотримання цієї умови дозволить швидко знизити перегрів і створити в об'ємі рідкої сталі додаткові центри кристалізації, кількість яких по приблизній оцінці складе від 421 до 1365 на 1 см³ металевого розплаву.

ЛІТЕРАТУРА

1. Steel Statistical Yearbook 2012 / Worldsteel Association. Economics Committee. – Brussels, 2012. – 112 p.
2. Затуловский С.С. Суспензионная разливка / С.С. Затуловский. – К. : «Наукова думка», 1981.– 260 с.
3. ГОСТ 9849-86. Порошок железный. Технические условия – Введ. 1987-07-01. – М. : Изд-во стандартов, 1999. – 10 с.
4. Румянцев В.Д. Теория тепло- и массообмена: Учебное пособие / В.Д. Румянцев. – Днепропетровск: Пороги, 2006. – 532 с.
5. Гольдфарб Э.М. Теплотехника металлургических процессов / Э.М. Гольдфарб. – М. : Металлургия, 1987. – 440 с.
6. Математическая модель физических процессов кристаллизации слитков и сварных швов при наличии микрохолодильников / А.А. Мочалов, А.А. Гайша, Н.А. Шаповал // Збірник наукових праць Національного університету кораблебудування. – 2008.– №6(423).– С. 76-80.
7. Мочалов А.А. Математическая модель намораживания металла на микрохолодильник / А.А. Мочалов, Н.А. Шаповал // Математичне моделювання – 2009. – №1(20). – С. 78-80.
8. Журавлёв В.А. Теплофизика формирования непрерывного слитка / В.А. Журавлёв, Е.М. Китаев. – М. : Металлургия, 1974. – 216 с.
9. Процессы непрерывной разливки / А.Н. Смирнов, В.Л. Пилюшенко, А.А. Минаев [и др.]. – Донецк : ДонНТУ, 2002. – 536 с.
10. Кутателадзе С.С. Справочник по теплопередаче / С.С. Кутателадзе, В.М. Боршанский. – Ленинград, М. : Государственное энергетическое издательство, 1958. – 416 с.

**ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЁННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО
СОСТОЯНИЯ И УСТОЙЧИВОСТИ ПЕРВОНАЧАЛЬНОЙ ФОРМЫ
РЕШЕТОК ТОКООТВОДОВ В
АККУМУЛЯТОРАХ–ЭТЕРГОНАКОПИТЕЛЯХ**

Аннотация. Разработана инженерная методика определения напряжённно деформированного состояния жилок решёток токоотводов. На основе рассмотрения взаимодействия жилок и ребра решётки получена разрешающая система контактной задачи. Проведен анализ коэффициентов матрицы разрешающей системы. Разработан специальный алгоритм решения системы. Исходная матрица была приведена к треугольному виду. Определены действующие и критические усилия в жилках решётки.

Ключевые слова: жилки, ребро токоотвода, коэффициенты жесткости, действующие, критические усилия.

Розроблена інженерна методика знаходження напружно-деформованного стану жилок решітки перспективних токовідводів акумуляторних батарей. Проведено порівняння діючих та критичних зусиль у жилках решітки. Зроблено висновок відносно вірогідності втрати первинної форми жилок та решітки.

Engineering methods of defining stress-strain state of grate veins of perspective collector in storage battery were worked out. The comparison of operating and critical forces in grate veins was carried out. The conclusion about the possible stability losses of the initial form of veins and that of grate was made.

Введение

В последнее время актуальны вопросы разработки альтернативных источников энергии. Одним из направлений является использование ветроэнергетических и солнечных энергогенерирующих устройств. Для непрерывного использования энергии необходимы мощные энергонакопительные комплексы, в основе которых могут быть использованы перспективные аккумуляторы. Для их производства необходимо проведение, в частности, исследования по статике и динамике элемента аккумулятора – решетки токоотвода. В [1] проведены исследования динамических характеристик решеток токоотвода различного конструктивного исполнения.

В настоящей работе проведены исследования напряженно-деформированного состояния и устойчивости первоначальных форм жилок и решеток токоотводов.

Описание конструкции решетки токоотвода

Рассматривалась конструкция спаренного токоотвода, представленная на рисунке 1.

На рисунке 1 римской цифрой I обозначена одна решетка, цифрой II – вторая решетка.

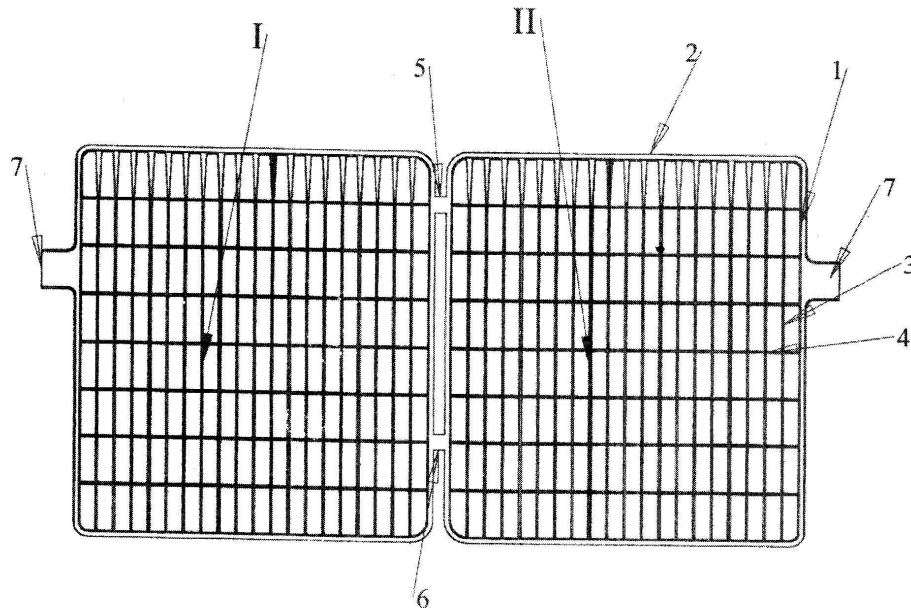


Рисунок 1. – Конструкция спаренного токоотвода

Каждая из решеток состоит из наружной рамки, образованной вертикальными (1) и горизонтальными (2) ребрами. Внутри рамки имеются вертикальные (3) и горизонтальные (4) жилки. Решетки I и II соединены между собой через верхнюю (5) и нижнюю (6) перемычки. Ушки (7) предназначены для подъема спаренного токоотвода из горизонтального положения в вертикальное, а также транспортировки (перенос от одного агрегата к другому) и хранения на накопителе. Толщина жилок - $\delta_{ж} = 0,08\text{см}$, толщина ребер - $\delta_p = 0,071\text{см}$. Толщина ушек и перемычек равна толщине ребер.

Нагружение решетки токоотвода

Для проведения исследований была выбрана расчетная схема, вероятность реализации которой в реальных условиях эксплуатации, наибольшая. Такой вывод был сделан на основании анализа результатов решения по определению величин реакций для восьми рассматриваемых расчетных схем.

Расчетная схема нагружения одной решетки, выбранная для продолжения дальнейшего исследования, представлена на рисунке 2.

На данной схеме активной силой (заданной внешней нагрузкой) являлась сила веса одной решетки $G = 60\text{г}$. Эта сила веса решетки условно считалась приложенной в центре тяжести решетки ($X = Y = 0$). В качестве реакций опор в данной расчетной схеме были выбраны: вертикальная сила P , горизонтальные силы N_B, N_H, T . Силы P и T приложены в районе

ушка, силы N_B, N_H – в районе верхней и нижней перемычек, соответственно.

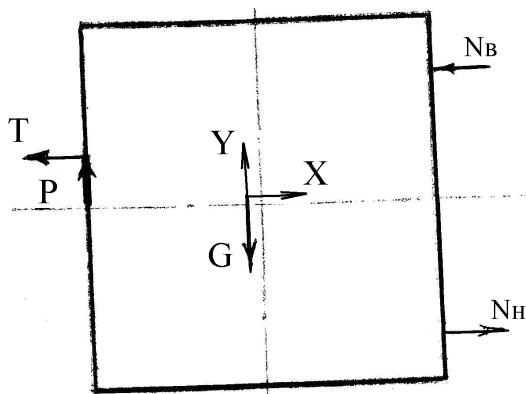


Рисунок 2. – Нагружение выделенной решётки

Согласно проведенной классификации реакций опор было выделено: сила P считалась основной реакцией, которая воспринимала непосредственно вес решетки G . Она равнялась весу решетки $P = G = 60g$. Сила веса решетки G действует относительно точки опоры, которая расположена в районе ушка. Направление действия силы G не совпадает с направлением действия силы P . В результате эксцентриситета относительно точки опоры возникает момент от действия силы $M_G = G * \ell$, где ℓ – эксцентриситет приложения силы G . Он равен расстоянию между центром тяжести решетки и точкой приложения силы P . Максимальная величина этого расстояния равно $8,1cm$. Таким образом, $M_G = 60 * 8,1 = 486 gcm$. Этот момент вызывает появление реакций N_B и N_H .

При отсутствии силы T реакции N_B, N_H равны между собой и противоположны по направлению ($N_B = -N_H = 56g$). Причем, верхнее усилие N_B по отношению к решетке является сжимающим, а нижнее N_H – растягивающим.

По своей физической природе сила T является силой трения. Ее направление противоположно направлению действия внешней нагрузки.

Для определения направления силы T были рассмотрены два возможных случая. В первом случае за внешнее нагружение был принят момент от действия собственного веса M_a . Его направление относительно ушка – по часовой стрелке. Действие силы T , которая расположена выше центра тяжести сечения, должно давать такое направление реактивного момента от T относительно центра тяжести сечения, чтобы оно имело направление против часовой стрелки. Это направление реакции T противоположно положительному направлению оси X . В этом случае реакция T уменьшает значение сжимающей силы N_B .

Во втором случае действие силы P происходит при наличии эксцентриситета ℓ_p . Момент $M_p = P * \ell_p$ пытается поворачивать ушко по часовой стрелке. Между нижней гранью ушка и направляющей может возникнуть сила трения T , препятствующая моменту M_p . В этом случае направление силы T направлено в положительную сторону оси X_y . И она увеличивает значение сжимающей силы N_B .

Оценка величины реакции силы T , как силы трения, была проведена на основе формулы $F_{TP} = f_{TP} * P$, где f_{TP} - коэффициент трения. При значениях $0,1 \leq f_{TP} \leq 0,3$ величина силы T лежит в пределах $6g \leq T \leq 18g$.

Для первого, выше рассматриваемого, случая величина сжимающей силы в верхней перемычке определялась неравенством $39g \leq N_B \leq 46g$. В нижней перемычке растягивающая сила $52g \leq N_H \leq 57g$.

Для второго случая направление силы T противоположно ее направлению относительно первого случая, значение силы в верхней перемычке $53g \leq N_B \leq 60g$, в нижней – $42g \leq N_H \leq 47g$.

Указанные диапазоны получены при рассмотрении, когда эксцентриситет приложения силы P $\ell_p = 0$. При максимально возможном значении эксцентриситета $\ell_p = 1,204\text{см}$ и реализации второго случая (направление силы T в положительном направлении оси X_y) максимальное значение сжимающей силы $N_B = 66g$. Этот случай можно считать наиболее неблагоприятным. Во-первых, в этом случае реализуется максимальное значение усилия в верхней перемычке. Во-вторых, величина этого усилия больше собственного веса решетки на 10 %. В-третьих, сила N_B действует на очень малом участке, практически сосредоточенная. В-четвертых, что самое главное, по отношению к жилкам решетки она сжимающая. Необходимо рассматривать задачу о возможной потере устойчивости первоначальной прямолинейной формы жилок (местная форма потери устойчивости) и потере устойчивости первоначальной плоской формы решетки (общая форма потери устойчивости).

В результате решения задач устойчивости определяются критические напряжения. Их величина сравнивается с действующими в жилках напряжениями. Действующие в жилках напряжения находятся на основе решения задачи напряженно-деформированного состояния жилок решетки.

Напряженно-деформированное состояние жилок решетки

Постановка задачи. На рисунке 3 представлена расчетная схема, на основе которой разрабатывалась инженерная методика по определению напряженно-деформированного состояния в жилках решетки токоотвода.

Ребро решетки, расположенное в районе перемычек, представлено балкой АВ. По краям балки имеется свободное (шарнирное) опирание.

Внешней нагрузкой для данной балки являются усилия N_B и N_H . Эти нагрузки считаются известными или заданными. Их величина определена на предыдущих стадиях исследования.

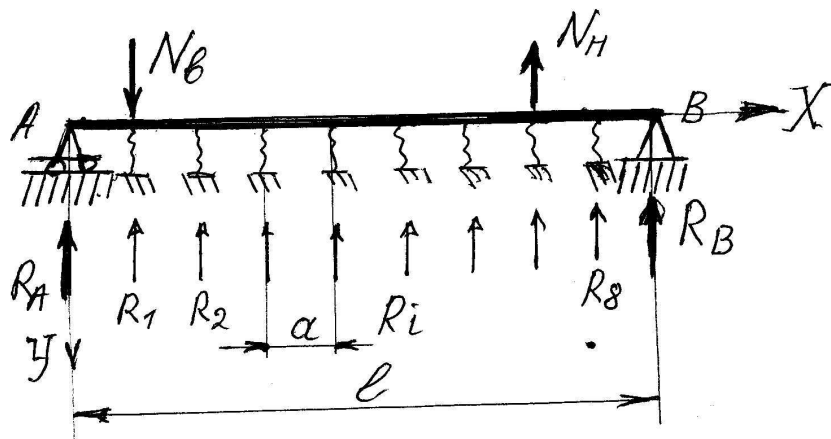


Рисунок 3. – Расчетная схема нагружения ребра решётки

Горизонтальные жилки в этой расчетной схеме отброшены, а их действие заменено неизвестными реакциями R_i , где $i=1,8$ (по количеству жилок в исходной конструкции решеток). На рисунке 1 ребро расположено вертикально, а жилки – горизонтально. На рисунке 2 ребро показано в горизонтальном положении, а реакции в жилках в вертикальном положении. Неизвестными, подлежащими определению, также являются реакции в опорах R_A и R_B .

Инженерная методика

Под действием внешней нагрузки N_B , N_H балка прогибается. В точках $x = a, 2a, 3a, \dots, 8a$, где a расстояние между реакция R_i , их величина определяется по формуле

$$R_i = C * Y_i, \quad (1)$$

где Y_i - прогиб балки в точках $x = a, 2a, 3a, \dots, 8a$, C - коэффициент жесткости жилки.

Для упругого (винклеровского) основания коэффициент жесткости определяется как для стержня по формуле

$$C = \frac{E_{жс} F_{жс}}{L_{жс}}, \quad (2)$$

где $E_{жс}$ – модуль упругости материала жилки, $F_{жс}$ – площадь поперечного сечения жилки, $L_{жс}$ – длина жилки.

Исходным управлением для описания прогиба балки было взято дифференциальное уравнение изгиба в виде

$$EIY'' = -M(x), \quad (3)$$

где E – модуль упругости материала ребра, I – момент инерции поперечного сечения ребра.

Изгибающий момент от заданной внешней нагрузки и реакции опор определялся по формуле

$$M(x) = R_A x - N_B (x - a) |_{x>a} + \sum_{i=1}^8 \sum_{j=1}^{i-1} R_j (x - ja) |_{x>(j-1)a} + N_H (x - 6a) |_{x>6a}. \quad (4)$$

Подставляя (4) в (3) и дважды интегрируя, было получено выражение для описания прогиба балки с точностью до постоянных интегрирования c_1, c_2 в виде

$$Y(x) = \frac{1}{EI} \left\{ -R_A \frac{x^3}{6} - N_B \frac{(x-a)^3}{6} |_{x>a} + \sum_{i=1}^8 \sum_{j=1}^{i-1} R_j \frac{(x-ja)^3}{6} |_{x>(j-1)a} + N_H \frac{(x-6a)^3}{6} |_{x>6a} + c_1 x + c_2 \right\}. \quad (5)$$

Постоянные интегрирования определялись из граничных условий $x=0, L$, $y(0) = y(L) = 0$. Было получено, что $c_2 = 0$, а c_1 определялся по формуле

$$c_1 = \frac{R_A L^2}{6} + N_B \frac{(L-a)^3}{6} - \sum_{i=1}^8 \sum_{j=1}^{i-1} R_j \frac{(L-ja)^3}{6} + N_H \frac{(L-6a)^3}{6}, \quad (6)$$

где $\bar{a} = \frac{a}{L}$.

Путем подстановки (6) в (5) формула (5) представлялась в виде

$$Y(x) = \frac{L^3}{6EI} \left\{ -R_A (\bar{x}^3 - \bar{x}) - N_B [(\bar{x} - \bar{a})^3 - \bar{x}(1 - \bar{a})] |_{\bar{x}>\bar{a}} + \sum_{i=1}^8 \sum_{j=1}^{i-1} R_j (\bar{x} - j\bar{a})^3 |_{\bar{x}>(j-1)\bar{a}} - N_H [(\bar{x} - 6\bar{a})^3 - \bar{x}(1 - 6\bar{a})] |_{\bar{x}>6\bar{a}} \right\}. \quad (7)$$

Исходными уравнениями для получения разрешающей системы уравнений, кроме выражения (7), являются уравнения равновесия (статики)

$$\begin{aligned} R_A - N_B + \sum_{i=1}^8 R_i + N_H + R_B &= 0, \\ R_A * L - N_B * 7a + \sum_{i=1}^8 R_i (9-i)a - N_H * 3a &= 0. \end{aligned} \quad (8)$$

На данном этапе имеем 10 неизвестных: восемь R_i и R_A, R_B . Уравнений статики - два. Задача восемь раз статически неопределима.

Недостающие уравнения были получены из условий совместности деформаций. Прогиб балки (ребра) $Y_i(x_i)$, где $x_i = a, 2a, 3a, \dots, 8a$, равен удлинению стержня (жилки)

$$Y_i(x_i) = \frac{R_i}{C} \quad (9)$$

Используя выражения (7) и (9), были получены недостающие восемь уравнений.

Объединяя эти уравнения с уравнениями статики (8), была получена разрешающая система уравнений.

Анализ полученной на данной стадии разработки инженерной методики показал, что коэффициенты матрицы труднообозримы, а определитель может быть недостаточно хорошо определен.

Для придания коэффициентам матрицы вида, удобного для записи ее коэффициентов, простоты получения аналитического решения, на основе которого можно оперативно проверить различного рода анализы, были проведены дополнительные преобразования.

Нестандартным шагом в проведении дополнительных исследований было то, что неизвестная реакция R_A была перенесена из левой части матрицы в правую. В итоге, неизвестными в левой части оставались только реакции R_i . Реакция R_B в данную систему не входила, она определялась из уравнения равновесия по найденным R_i и R_A .

Выбранный путь решения системы более длительный, чем прямое численное решение. Он предполагает поэтапное решение системы. Вначале определяются R_i через известные N_B , N_H и неизвестное R_A . На основании второго уравнения статики (8) находится реакция R_A , а с помощью первого – реакция R_B .

Разрешающая система уравнений относительно реакций R_i имела вид

$$\sum_{i=1}^8 a_{ij} R_i = b_{i1} R_A + b_{i2} N_B + b_{i3} N_H. \quad (10)$$

Диагональные члены матрицы определялись по формуле

$$a_{ii} = \frac{D}{i}, \quad (11)$$

где $D = \frac{6\chi}{a}$, $\chi = \frac{c_u}{c}$, $c_u = \frac{Y_i}{L^3}$.

Параметр χ отражает отношение коэффициента изгибной жесткости ребра как балки (EI - жесткость при изгибе) к коэффициенту жесткости на растяжение-сжатие жилки как стержня.

Для всех $i = 1, \dots, 8$ коэффициент a_{ii} отличен от нуля.

Все коэффициенты выше главной диагонали равны нулю, а ниже – отличны от нуля. Таким образом, матрица разрешающей системы имеет треугольный вид.

Для $2 \leq i \leq 8$ и $j = i - 1$ коэффициенты нижней части треугольной матрицы находились из довольно простых выражений

$$a_{ij} = -(1 - j\bar{a})^3 - \frac{[(i-1)\bar{a}]^2}{i}. \quad (12)$$

В данном представлении удалось разделить жесткостные характеристики конструкции (c_u, c, D) и геометрические (\bar{a}). Жесткостные находятся в диагональных членах, геометрические – в нижней части треугольной матрицы. Это сделано для возможности проводить различного рода анализы.

Коэффициент матрицы в правой части определялись по формулам

$$\text{для } 1 \leq i \leq 8 \quad b_{i1} = [1 - (i\bar{a})^2]R_A; \quad b_{i2} = b_{i3} = 0,$$

$$\text{для } 2 \leq i \leq 8 \quad b_{i2} = \left\{ 1 - (i\bar{a})^3 - \frac{[(i-1)\bar{a}]^2}{i} \right\} N_B; \quad b_{i3} = 0 \quad (13)$$

$$\text{для } i = 7, 8 \quad b_{i3} = \left\{ 1 - (6\bar{a})^3 - \frac{[(i-6)\bar{a}]^2}{i} \right\} N_H.$$

Алгоритм решения системы состоял в последовательном решении ее уравнений.

Первое уравнение содержало в левой и правой части по одному члену

$$a_{11}R_1 = b_{11}R_A, \quad (14)$$

$$\text{где } a_{11} = D; \quad b_{11} = 1 - \bar{a}^2; \quad R_1 = \frac{1 - \bar{a}^2}{D} R_A.$$

Второе уравнение было представлено двумя слагаемыми в правой и левой частях

$$a_{21}R_1 + a_{22}R_2 = b_{21}R_A + b_{22}N_B, \quad (15)$$

$$\text{где } a_{22} = \frac{D}{2}; \quad a_{21} = -(1 - 2\bar{a})^3 - \frac{\bar{a}^2}{2}; \quad b_{22} = (1 - 2\bar{a})^3; \quad b_{21} = -(1 - \bar{a})^3 - \frac{\bar{a}^2}{2}.$$

Зная решение для R_1 из первого уравнения (14) и используя его во втором (15), определялась реакция R_2

Третье уравнение содержало три слагаемых в левой части, и два - в правой

$$a_{31}R_1 + a_{32}R_2 + a_{33}R_3 = b_{31}R_A + b_{32}N_B, \quad (16)$$

где $a_{33} = \frac{D}{3}$; $a_{31} = (1 - \bar{a})^3 - \frac{2\bar{a}^2}{3}$;

$$a_{32} = (1 - \bar{a})^3 - \frac{\bar{a}^2}{3}; b_{31} = (1 - 3\bar{a})^3; b_{32} = (1 - \bar{a})^3 - \frac{2\bar{a}^2}{3}.$$

Уравнения седьмое и восьмое в правой части содержали слагаемые, учитывающие наличие усилия N_H в дополнении к R_A и N_B .

$$b_{73} = (1 - 6\bar{a})^3 - \frac{\bar{a}^2}{7}, b_{83} = (1 - 6\bar{a})^3 - \frac{\bar{a}^2}{8}. \quad (17)$$

Уравнение седьмое в правой части имело семь слагаемых, уравнение восьмое – все восемь слагаемых

$$a_{77} = \frac{D}{7}; a_{88} = \frac{D}{8}, \quad (18)$$

$$a_{71} = -[(1 - \bar{a})^3 - \frac{6\bar{a}^2}{7}]; a_{72} = -[(1 - 2\bar{a})^3 - \frac{5\bar{a}^2}{7}]; a_{73} = -[(1 - \bar{a})^3 - \frac{4\bar{a}^2}{7}].$$

Для оценки величин реакций R_i и определения качественной их картины распределения (определения знака R_i) были проведены предварительные расчеты. Расчеты проводились при следующих данных.

Жесткостные параметры конструкции определялись модулем упругости материала токоотвода $E = 0,15 \cdot 10^6 \text{ кг/см}^2$, толщиной и шириной жилок и ребер. Для ребра $I = 0,71 \cdot 10^{-5} \text{ см}^4$, $L_p = 14,3 \text{ см}$, $L_{жс} = 13,2 \text{ см}$, $F_x = 0,64 \cdot 10^{-2} \text{ см}^2$.

Отношение коэффициентов жесткости $D = \frac{6\eta}{\bar{a}} = 0,492$ и $\bar{a} = \frac{a}{\ell} = 0,122$.

В результате последовательного решения системы, для района сжимающих усилий было получено

$$R_1 = 0,634N_B, R_2 = 0,3N_B, R_3 = 0,215N_B, R_4 = 0,02N_B \quad (19)$$

Значение силы N_H практически не оказывает влияния на величину данных усилий. Она влияет на $R_5 - R_8$, где эти усилия получились усилиями растяжения.

Ранее максимальная величина усилия $N_B = 66\text{г}$. Был введен коэффициент динамичности, отражающий то, что спаренный токоотвод может переводиться из одного положения в другое под действием динамической нагрузки. Максимальное значение коэффициента динамичности $k_D = 2$.

Таким образом, расчетное значение усилия $N_B = 66 \cdot 2 = 132\text{г}$. Для этого значения величины реакций, согласно (19), были

$$R_1 = 83,7z, R_2 = 39,6z, R_3 = 28,4z, R_4 = 2,64z. \quad (20)$$

Максимальное сжимающее усилие, как и ожидалось, находится в месте действия усилия N_B . Величина его составляет 63,4 % от значения N_B , величина R_2 - 30 %, R_3 - 21,5%.

Устойчивость первоначальной формы жилки и решетки

Потеря первоначальной прямолинейной формы жилки наступает, когда действующее сжимающее усилие в жилке превышает критическое.

Действующее усилие определено по формуле (20).

Критические усилия в жилках определялись по формуле Эйлера

$$P_{кр} = \frac{p^2 EY}{m^2 L^2}, \quad (21)$$

где m - коэффициент, учитывающий граничные условия.

На практике в месте приложения сжимающей силы N_B перемещения из плоскости решетки ничем не ограничены. В этом случае можно принять граничное условие – свободный край. На другом конце необходимо жесткое закрепление. В этом случае $m = 2$.

В приведенных выше данных, величина критического усилия, определенная по формуле (21), составила $P_{кр} = 128,4z$. Максимальная величина действующего усилия $R_1 = 83,7z$. Теоретически потеря устойчивости первоначальной формы не должна произойти, так как $R_1 < P_{кр}$. Местная потеря устойчивости, отражающая переход от прямолинейной формы устойчивости к следующей форме устойчивости – искривлению жилки из плоскости решетки в виде одной синусоиды, может произойти при действии каких-то дополнительных условий. Значение R_1 составляет 65,2% от критической силы $P_{кр}$. В этом случае целесообразно учесть наличие начальных отклонений от первоначальной формы. Они могут быть в виде местных прогибов. Благодаря двум факторам, – начального отклонения и того случая, когда действующая нагрузка составила более 50% от критической, возможен не скачкообразный переход к следующей форме равновесия, а постепенный. Прогиб балки Y в этом случае определяется по формуле

$$Y = \frac{Y_0}{1 - \frac{R}{P_{кр}}}, \quad (22)$$

где Y_0 - начальный прогиб; R - величина действующего в жилке усилия.

Начальный прогиб для жилки с усилием $R_1 = 83,7z$ будет увеличен в $1/(1 - \frac{R_1}{P_{кр}})$ в 1,53 раза, для жилки с усилием $R_2 = 28,4z$ в 1,28 раза.

Изготовить идеально прямую решетку достаточно трудоемкая технологическая операция. Одновременное наличие двух, а тем более в трех указанных жилках начальных несовершенств может вызвать прогиб решетки из ее плоскости. Эта местная деформация может привести к общей потере устойчивости самой решетки.

Выводы

1. Разработана инженерная методика определения усилий в жилках решёток токоотводов.

2. Разрешающая система контактной задачи взаимодействие жилок и ребра решётки имела восьмой порядок (степень статической неопределенности).

3. Матрица исходной разрешающей системы была приведена к треугольному виду.

4. Дан анализ коэффициентам матрицы системы и разработан специальный алгоритм её решения.

5. Определены величины действующих сжимающих усилий. В процентом отношении к величине внешнего усилия величины усилий в жилках составили: в районе действия внешней нагрузки 63 %, в первой соседней жилки 30%, во второй соседней 21%.

6. Определена величина критического усилия в жилки, которая может привести к местной форме потери устойчивости.

7. Сравнение величин действующих усилий со значениями критических усилий позволило сделать вывод о том, что местное форма потери устойчивости практически не реализуется.

8. Наличие первоначальных прогибов или местных деформаций в жилках с одновременным учётом величин сжимающих усилий в жилках, составляющих более 50% от величин критических усилий, может привести к общей потере устойчивости решетки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Дорош О.В., Семененко В.П., Тарасов С.В. Частотный анализ решеток токоотводов аккумуляторных батарей / О.В.Дорош, В.П.Семененко, С.В.Тарасов// Системные технологии. Региональный межвузовский сборник научных трудов.- Дн-ск, 2013.- 4(87).- С. 34-38.

УДК 621.771.2:54.06:681.3.003.12.

Д.Н. Тогобицкая, А.И. Бабаченко,
А.С. Козачёк, А.А. Кононенко, Л.А. Головки

ИНФОРМАЦИОННО – МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ОЦЕНКИ ВЛИЯНИЯ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА НА СВОЙСТВА КОЛЕСНОЙ СТАЛИ

Рассматривается методика оценки влияния химических элементов на механические свойства колесных сталей. Для генерации прогнозных моделей оптимальной структуры предложены в качестве интегральных параметров физико-химические критерии, характеризующие межатомное взаимодействие в расплаве. На основе многопараметрической оптимизации обоснован рекомендуемый состав стали, обеспечивающий требуемые механические свойства.

Ключевые слова: Колесная сталь, параметры межатомного взаимодействия, предел прочности, твердость.

Розглядається методика оцінки впливу хімічних елементів на механічні властивості колесних сталей. Для генерації прогнозних моделей оптимальної структури запропоновано в якості інтегральних параметрів фізико-хімічні критерії, що характеризують міжатомну взаємодію в розплаві. На основі багатопараметричної оптимізації обґрунтовано рекомендований склад сталі, що забезпечує необхідні механічні властивості.

The method of assessment of the impact of chemical elements on the mechanical properties of the steel wheel. To generate predictive models of optimum structure proposed as integral parameters of physico-chemical criteria characterizing the interatomic interaction in the melt. Based multiparameter optimization substantiated recommended composition of the steel, which provides the required mechanical properties.

Состояние вопроса. Высокие требования, предъявляемые к эксплуатационным свойствам железнодорожных колес предопределяются их ответственным назначением в структуре подвижного состава, непосредственным влиянием на безопасность движения и сложными специфическими условиями эксплуатации.

Существенная модернизация пути за последние десятилетия изменила условия работы колесных пар. Увеличившаяся жесткость полотна отразилась на состоянии рабочих поверхностей колес. Выщербины и контактно-усталостные трещины являются основными причинами выхода из строя колесных пар. Восстановление геометрии профиля катания колес обточкой в большинстве случаев ведет к существенному сокращению расчетного срока службы колесной пары.

На образование выщербин влияет целый ряд факторов эксплуатационного и материаловедческого характера. К первым относятся интенсивность торможения, скорость движения вагона, состояние тормозной системы и др. Материаловедческими факторами в первую очередь являются химический состав колесной стали и уровень твердости

колеса. В создании адекватных математических моделей, описывающих механические свойства колесных сталей, принципиальное значение имеет разработка физико-химических критериев, снижающих параметричность описательных моделей, обеспечивающих требуемую точность.

Постановка задачи. Разработать методику генерации прогнозных моделей оптимальной структуры с целью учета поэлементного влияния состава колесных сталей на их механические свойства для принятия управляющих решений.

Метод решения задачи. С целью оценки влияния химического состава колесной стали на ее механические свойства использована разработанная в ИЧМ НАНУ методика физико-химического моделирования, принцип которой заключается в описании химического состава расплава через комплекс интегральных модельных параметров межатомного взаимодействия, характеризующих его химическое и структурное состояние.

Реализация разработанной методики включает [1,2]:

1. Расчет модельных параметров межатомного взаимодействия для данного химсостава зарядового Z^Y и структурного d состояния, которые определяются как результат попарного взаимодействия всех его m компонентов путем решения системы нелинейных $m^2 - m + 1$ уравнений:

$$\begin{cases} a - f(\Delta e_{ij}^{\cdot}) = 0, \\ a - f(\Delta e_{ij}^{\ddot{}}) = 0, & i = 1, 2, \dots, m - 1, j = i + 1, \dots, m, \\ 4 \cdot ZX(a, \Delta e^{\cdot}) + ZY(d, \Delta e^{\ddot{}}) = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где Δe_{ij}^{\cdot} – количество электронов, которые локализуются при взаимодействии в направлении связи $i - j$ на расстоянии a (по диагонали ОЦК или ГЦК-решеток), $\Delta e_{ij}^{\ddot{}}$ – на расстоянии $d = 0,866 \cdot a$ по грани, $\Delta e^{\cdot} = (\Delta e_{12}^{\cdot}, \Delta e_{13}^{\cdot}, \Delta e_{ij}^{\cdot}, \Delta e_{m-1,m}^{\cdot})$, $\Delta e^{\ddot{}} = (\Delta e_{12}^{\ddot{}}, \Delta e_{13}^{\ddot{}}, \Delta e_{ij}^{\ddot{}}, \Delta e_{m-1,m}^{\ddot{}})$.

В результате решения указанной нелинейной системы уравнений определяются a , Δe_{ij}^{\cdot} , $\Delta e_{ij}^{\ddot{}}$, $i = 1, \dots, m - 1$, $j = i + 1, \dots, m$.

Параметр Z^Y определяется путем усреднения эффективных зарядов всех типов связей $i - j$ с длиной связи d :

$$Z^Y = \sum_{k=1}^m \frac{\lg Ru_k^o - \lg(d/2)}{tg\alpha_k} \cdot n_k^2 + 2 \cdot \sum_{k=1}^{m-1} \sum_{l=k+1}^m n_k \cdot n_l \cdot \Delta e_{kl}^{\ddot{}}, \quad (2)$$

где n_k – мольная доля, Ru_k^o – радиус неполяризованного атома, $tg\alpha_k$ – параметр, который характеризует изменение электронной плотности при ионизации атома k -того компонента;

2. Построение на основе экспериментальных данных прогнозных моделей для основных механических характеристик (σ_b , δ , НВ и др.) как функций отдельных модельных параметров, так и их сочетаний;

3. Определение рекомендуемых диапазонов изменения концентраций компонентов состава, обеспечивающих требуемый уровень свойств на основе методов, принятых в теории оптимизации.

Использование интегральных параметров Z^Y и d в качестве «свертки» химического состава многокомпонентного расплава позволяет снизить параметричность моделей. Реализация процедур «свертки» химического состава многокомпонентных железоуглеродистых расплавов по предложенной методике осуществляется в программном модуле «Металл».

Для проведения исследований о влиянии основных химических элементов (C , SI , MN) на механические свойства стали были отобраны колеса из стали марки Т и марки 2 с дефектами на поверхности катания. Поступившие на анализ данные о 764 составах колесной стали (КП-Т, КП-2) хранятся в определенных типизированных файлах. На основе информационно-поисковой системы осуществляется накопление указанных данных в базах (БД), обеспечивающее отображение информации, их анализ и комплексную интерпретацию данных, прогнозирование и моделирование ситуаций для совместной интерпретации и представления в терминах конечного целевого свойства.

Пример паспорта технологических данных

!Документ № 1;

Ключевые слова=№ плавки, обод, σ_b , Н/мм², δ , %, Ψ , %, КСУ+20, Н/см², НВ гл 30мм, НВ тА, химсостав $C, SI, MN, P, S, CR, MO, NI, AL, CU, V$;

Материал= колесная сталь;

#\$1**Мехсвойства**;

№плавки=; σ_b =; δ =; Ψ =; КСУ+20=; НВ гл 30мм=; НВ тА=;

41004	1019.2	13	29	0	285	229
32001	989.8	16	44	41.2	298	235
21002	1033.6	12	32	38.6	298	229
42008	1015	13	33	37.9	298	235
31002	990	11	28	40.3	293	235

41004	1019.2	13	29	0	285	229
32001	989.8	16	44	41.2	298	235
21002	1033.6	12	32	38.6	298	229
42008	1015	13	33	37.9	298	235
31002	990	11	28	40.3	293	235

41004	1019.2	13	29	0	285	229
32001	989.8	16	44	41.2	298	235
21002	1033.6	12	32	38.6	298	229
42008	1015	13	33	37.9	298	235
31002	990	11	28	40.3	293	235

41004	1015	13	33	37.9	298	235
31002	990	11	28	40.3	293	235

41004	990	11	28	40.3	293	235
-------	-----	----	----	------	-----	-----

#\$1**Химсостав**;

№плавки=; C =; SI =; MN =; P =; S =; CR =; NI =; AL =; CU =;

41004	0.61	0.35	0.74	0.007	0.005	0.09	0.04	0.030	0.05	0.005
32001	0.61	0.32	0.68	0.007	0.013	0.07	0.05	0.028	0.08	0.006
21002	0.58	0.32	0.72	0.012	0.007	0.1	0.08	0.018	0.08	0.007
42008	0.59	0.31	0.74	0.011	0.011	0.1	0.08	0.023	0.09	0.007
31002	0.59	0.31	0.72	0.019	0.005	0.13	0.07	0.02	0.09	0.006

32001	0.61	0.32	0.68	0.007	0.013	0.07	0.05	0.028	0.08	0.006
21002	0.58	0.32	0.72	0.012	0.007	0.1	0.08	0.018	0.08	0.007
42008	0.59	0.31	0.74	0.011	0.011	0.1	0.08	0.023	0.09	0.007
31002	0.59	0.31	0.72	0.019	0.005	0.13	0.07	0.02	0.09	0.006

42008	0.59	0.31	0.74	0.011	0.011	0.1	0.08	0.023	0.09	0.007
31002	0.59	0.31	0.72	0.019	0.005	0.13	0.07	0.02	0.09	0.006

31002	0.59	0.31	0.72	0.019	0.005	0.13	0.07	0.02	0.09	0.006
-------	------	------	------	-------	-------	------	------	------	------	-------

Совокупность информации о составе и свойствах структурируется согласно формированию документально-фактографических баз банка данных «Металлургия» [3]. При этом ключевые слова -Предприятие,

Материал- описывають документальну частину, а -Мехсвойства, Химсостав- описывають фактографічну частину.

Для вказаних марок сталей суттєве впливання на їх фізическіє свойства оказує параметр d – характеризує середнестатистическе міжъядерне відстання між взаємодієвущими атомами досліджуємої сталі (рис.1).

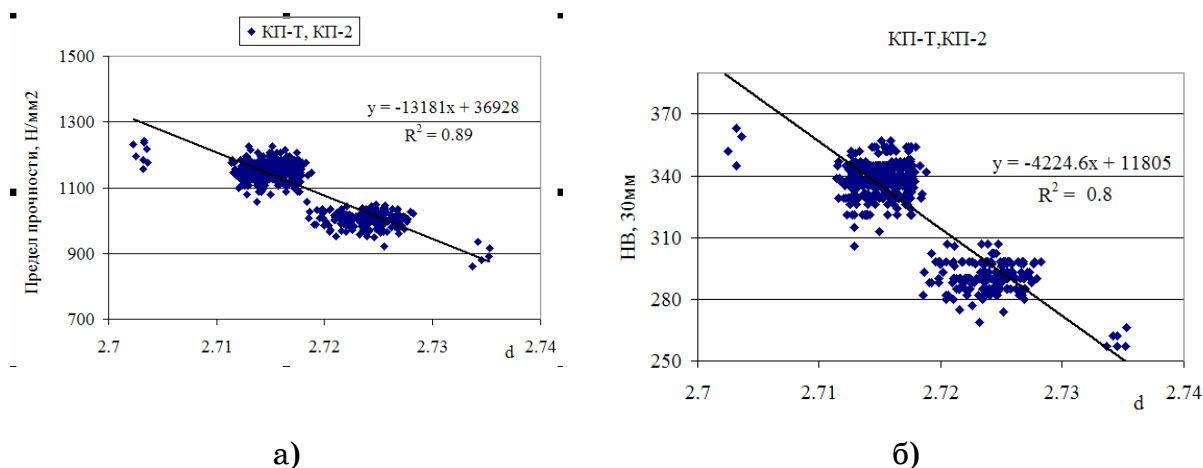


Рисунок 1. – Зависимость а – предела прочности, б – твердости от структурного параметра d

Дополнительный учет параметра Z^Y обеспечивает описательную точность прогнозных моделей на уровне $R \geq 0,9$. Использование параметров межатомного взаимодействия снижает параметричность моделей и повышает их физичность. Это позволяет исследовать влияние различных сочетаний концентраций кремния, марганца и углерода на прочностные и пластические свойства колесных сталей КП-Т и КП-2. На базе экспериментальных данных получены регрессионные уравнения, описывающие механические свойства колесных сталей ($R \geq 0,9$):

$$\sigma_B = 36911 - 13171 \times d + 11843 \times Z^Y, \quad (3)$$

$$HB, 30mm = 12046 - 4313 \times d + 5861 \times Z^Y, \quad (4)$$

$$\delta = 130,1 \times d - 203,6 \times Z^Y - 342,5, \quad (5)$$

где σ_B – предел прочности, Н/мм², δ – относительное удлинение,%, НВ, 30мм – твердость. Из рисунка 1 и моделей (3-4) следует, что для колесных сталей марок КП-Т и КП-2 с возрастанием физико-химического эквивалента Z^Y производственные свойства увеличиваются. Как следует из литературы, с повышением легирующих элементов (Si, Mn и др.), физико-химический эквивалент Z^Y возрастает, а характер зависимости $\sigma_B, HB=f(Z^Y)$ имеет четко выраженный оптимум [4]. Для уточнения диапазона изменения параметра Z^Y , обеспечивающего оптимальные прочностные свойства исследуемых сталей дополнительно использовались лабораторные экспериментальные данные с повышенным содержанием кремния и марганца (табл.1). Представленная зависимость на рисунке 2 дает нам

основание для уточнения ограничений по изменению интегрального параметра Z^Y с диапазоном [1,235-1,245(e)] для их использования в программном комплексе «Оптимизация» [2].

Изменение основных элементов осуществлялось в следующем диапазоне: углерод: 0,51-0,7%, кремний: 0,4-1,7%, марганец: 0,6-1,5%.

На рисунке 3 представлен фрагмент видеокadra работы программного комплекса «Оптимизация» с выдачей рекомендуемого состава колесной стали в заданной системе ограничений.

Таблица

Содежание основных химических элементов и механические свойства колесной стали для лабораторных экспериментальных данных

№	Содержание, %			Механические свойства		
	C	Si	Mn	σ_B , Н/мм ²	δ , %	НВ, 30мм
1	0,57	1,27	0,78	1137	10	326
2	0,59	1,26	0,75	1147	9,8	331
3	0,57	1,31	0,8	1137	9	335
4	0,58	1,33	0,79	1078	4,7	341
5	0,57	0,97	1,46	1137	7	326
6	0,59	1,36	0,78	1166	6,5	345
7	0,57	1,73	0,79	1156	7,7	331
8	0,58	1,02	1,5	989	10,7	335

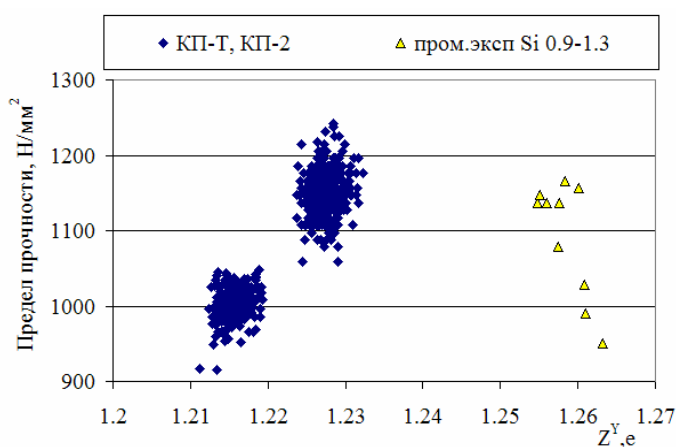


Рисунок 2. – Зависимость предела прочности от зарядового состояния Z^Y

Элементы				
Элемент	Группа	Min	Max	Рекоменд
C	общ	0.59	0.7	0.6000
Al	общ	0.01	0.03	0.0200
Si	общ	0.4	1.7	0.7591
P	общ	0.002	0.1	0.0502
S	общ	0.003	0.09	0.0464
Ti	общ	0.002	0.009	0.0055
V	общ	0.07	0.12	0.0951
Cr	общ	0.05	0.24	0.1459
Mn	общ	0.6	1.5	0.9517
Fe	общ	96.061	98.48	97.3865

Группы						
Группа	Z _{Ymin}	Z _{Ymax}	Z _Y	D _{min}	D _{max}	D
общ	1.235	1.245	1.24000	2.71	2.74	2.70999

Рисунок 3. – Кадр выходного документа решения

Выводы. Выполнена оценка поэлементного влияния основных химического состава на механические свойства колесных сталей и предложены модели для их прогнозирования. В качестве модельных параметров обоснованы физико-химические критерии, характеризующие межатомное взаимодействие в расплаве. На основе многопараметрической оптимизации обоснован рекомендуемый состав стали: углерод (0,57-0,61%); марганец (0,9-1,1%); кремний (0,7-0,9%), соответствующий ГОСТ 10791-2004.

ЛИТЕРАТУРА

1. Приходько Э.В., Тогобицкая Д.Н., Козачёк А.С., Раздобреев В.Г., Головки Л.А. Информационно – математическое обеспечение оценки Влияния химического состава на свойства готового проката. Системные технологии. Региональный межвузовский сборник научных работ.- Выпуск 3 (68). – Днепропетровск, 2010. – С.33-39.
2. Приходько Е.В., Тогобицька Д.М., Козачок О.С. Інформаційно-аналітична система стабілізації властивостей прокату // Металознавство та обробка металів. – Киев. – 2011. -№1. – С.39-43.
3. Приходько Э.В., Тогобицкая Д.Н. Методология создания базы знаний о свойствах сталей и сплавов. //Металлопроизводство и обработка металлов. – Киев. – 1996. – №3. – с. 50-55.
4. Приходько Э.В. Эффективность комплексного легирования стали и сплавов. – Киев: Наукова думка. – 1995. – 292 с.

УДК 669.162.262:669.13:669.162.144

Д.Н. Тогобицкая, А.И. Белькова, Д.А. Степаненко, А.С. Скачко

**ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ КРИТЕРИИ И МОДЕЛИ ДЛЯ
ОЦЕНКИ ВЛИЯНИЯ ШИХТОВЫХ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ
УСЛОВИЙ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ЭЛЕМЕНТОВ ШИХТЫ
МЕЖДУ ЧУГУНОМ И ШЛАКОМ**

Изложен новый подход к построению комплексного показателя доменной шихты и температурно-дутьевого режима с использованием обобщенной функции желательности Харрингтона для конкретных условий работы доменной печи. Разработаны модели для расчета коэффициентов распределения элементов шихты между продуктами плавки с целью их дальнейшего использования при прогнозировании состава продуктов доменной плавки и оптимизации качества чугуна.

Ключевые слова: физико-химические критерии, прогнозные модели, распределение элементов, доменная шихта, расплав, чугун, шлак.

Викладено новий підхід до побудови комплексного показника доменної шихти і температурно-дутьєвого режиму з використанням узагальненої функції бажаності Харрингтона для конкретних умов роботи доменної печі. Розроблено моделі для розрахунку коефіцієнтів розподілу елементів шихти між продуктами плавки з метою їхнього подальшого використання при прогнозуванні складу продуктів доменної плавки та оптимізації якості чавуну.

The new approach to construction of a complex indicator domain charge and temperaturno-dutevogo a mode with use of the generalised Harringtons function of desirability Harington for concrete working conditions of a blast furnace is stated. Models are developed for calculation of factors of distribution of elements charge between products of fusion for the purpose of their further use at forecasting of structure of products of domain fusion and optimisation of quality of pig-iron.

Актуальность. В современных условиях доменной плавки нестабильность снабжения предприятий железорудными материалами и коксом, изменения ценовой политики приводят к необходимости частых перешихтовок и формированию работоспособной шихты с привлечением нетрадиционных видов сырья. Успешное решение этих задач связано с углубленным изучением и адекватным описанием процессов формирования и взаимодействия расплавов, разработки физико-химических моделей и обобщающих критериев, позволяющих оценивать состав и свойства продуктов плавки во взаимосвязи с сырьевыми и технологическими параметрами процесса и управлять качеством продукции в нестабильных условиях доменной плавки

В Институте черной металлургии НАНУ разработан и постоянно развивается новый подход к выбору рационального состава доменной шихты путем оптимизации шлакового режима, основанном на прогнозировании состава и свойств продуктов доменной плавки и процессов взаимодействия между ними [1].

Постановка задачі. Целью данной работы является выбор и обоснование физико-химических критериев и разработка моделей для прогнозирования коэффициентов распределения элементов шихты между чугуном и шлаком в конкретных шихтовых и технологических условиях.

Изложение материала. Для решения задач прогнозирования состава и свойств конечных продуктов доменной плавки нами используется методика физико-химического моделирования металлургических расплавов и процессов, включающая в себя идею моделирования восстановительной плавки по схеме «Шихта» + «Технология» = «Продукты плавки».

В этом случае состав продуктов плавки рассчитывается в зависимости от состава исходной шихты и параметров технологического режима на основе прогнозных моделей коэффициентов распределения элементов между продуктами плавки, зависящих от конкретных шихтовых и технологических условий: $L_{\Sigma} = f(F_{\text{Ш}}; F_{\text{Т}})$, где $F_{\text{Ш}}$ и $F_{\text{Т}}$ – комплексные показатели загружаемой шихты и технологического режима.

Ранее в качестве параметров шихты нами использовались показатели: содержание Fe_2O_3 (богатство шихты) и параметры шлакообразующей части шихты ρ и Δe , определяющие ее свойства, а в качестве технологических показателей – показатели дутьевого режима, такие как: теоретическая температура горения $T_{\text{Т}}$ и длина фурменной зоны $L_{\text{ФЗ}}$, использование которых позволяет учитывать тепловое состояние горна печи [2].

С целью повышения прогнозной мощности моделей $L_{\Sigma} = f(F_{\text{Ш}}; F_{\text{Т}})$ и более полного учета влияния шихтовых и технологических условий на формирование конечных продуктов плавки разработан интегральный показатель доменной шихты $K_{\text{Ш}}$, а также предложен комплексный показатель температурно-дутьевого режима $K_{\text{ТД}}$.

Генерация структуры обобщенных показателей $K_{\text{Ш}}$ и $K_{\text{ТД}}$ осуществлялась с использованием обобщенной функции желательности Харрингтона [3], позволяющей разноразмерные показатели преобразовать в безразмерную шкалу желательности и «свернуть» их в единый обобщенный показатель. Такой подход дает возможность выполнить всестороннюю оценку многомерного объекта и повысить информационную мощность интегрального показателя. При этом обобщенный показатель включает в себя несколько критериев, что является основой для комплексной оптимизации процесса.

Математический аппарат пересчета конкретных параметров в абстрактные числовые значения сводится к следующему. За основу берется одна из логистических функций Е. К. Харрингтона – так называемая «кривая желательности», которая была выведена эмпирическим путем в результате наблюдений за реальными объектами исследователей-экспериментаторов. Ее формула: $d = \exp(-(\exp(-y)))$ (рис.1) определяет функцию с двумя участками насыщения (в $d \rightarrow 0$ и $d \rightarrow 1$) и линейным участком (от $d = 0,2$ до $d = 0,63$). Ось координат Y называется шкалой

частных показателей. Ось d – шкалой желательности. Промежуток эффективных значений на шкале частных показателей – $[-2; +5]$.

Каждый показатель разбивается на категории качества: очень хорошее, хорошее, удовлетворительное, плохое и очень плохое (рис. 1) в соответствии со стандартными оценками по шкале желательности. Значение частного отклика, переведенное в безразмерную шкалу желательности, обозначается через d_i и называется частной желательностью. Значение $d_i = 0$ соответствует абсолютно неприемлемому уровню i -го параметра оптимизации, значение $d_i = 1$ – самому лучшему значению i -го параметра. Стандартные отметки на шкале желательности представлены в таблице. Выбор отметок на шкале желательности 0,63 и 0,37 объясняется удобством вычислений: $0,63 \approx 1 - (1/e)$, $0,37 \approx (1/e)$. Значение $d_i = 0,37$ обычно соответствует границе допустимых значений. Данная функция обладает такими полезными свойствами, как непрерывность, монотонность и гладкость. Кроме того, в областях желательности, близких к 0 и 1, “чувствительность” ее существенно ниже, чем в средней зоне.

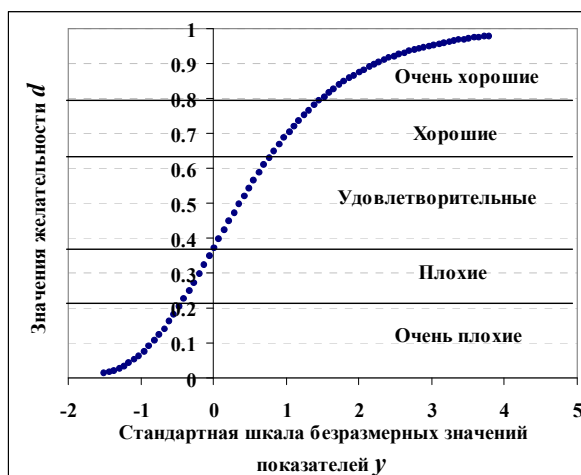


Рисунок 1. – График функции желательности $d = \exp(-(\exp(-y)))$

Таблица

Стандартные отметки по шкале желательности

Желательность	Отметки на шкале частной желательности d_i	Кодированное значение показателей y_i
Очень хорошо	1,00 – 0,80	1,5 – 3,0
Хорошо	0,80 – 0,63	0,85 – 1,5
Удовлетворительно	0,63 – 0,37	0,0 – 0,85
Плохо	0,37 – 0,20	-0,5 – 0,0
Очень плохо	0,20 – 0,00	-1,5 – -0,5

Назначение шкалы желательности – установление соответствия между полученными значениями показателей свойств и оценками экспериментатора относительной желательности того или иного показателя. Для получения единой, обобщенной оценки необходимо задаться наиболее

желательными значениями отдельных принятых к анализу показателей, которые можно установить по рекомендациям экспертов, стандартам или из соответствующих зависимостей.

С использованием шкалы желательности для каждого частного показателя x_i рассчитываются стандартные значения по оси ординат y_i , по которым определяются частные показатели качества в безразмерных единицах измерения d_i и рассчитывается обобщенный показатель D как среднее геометрическое из частных функций желательности с учетом значимости каждого свойства: $D = \prod_{i=1}^n d_i^\beta$, где Π – произведение частных функций желательности, d_i – индивидуальные показатели, n – количество показателей, β – показатель значимости свойства.

При разработке обобщенного показателя шихты были использованы фактические данные показателей работы доменных печей Украины и России. К массивам производственных данных, сформированным по схеме «Шихта» + «Технология» = «Продукты плавки», с целью уменьшения погрешностей измерения химического состава компонентов шихты и продуктов плавки, была применена процедура минимизации отклонений материального баланса [4] позволяющая улучшить взаимосвязи параметров и увеличить точность прогнозных моделей.

В результате анализа сбалансированных массивов данных о работе доменных печей на основе методов статистического и факторного анализа выявлен комплекс соотношений оксидов шихты и параметров первичных расплавов, характеризующих агрегатные превращения и восстановление материалов в печи [5]: $Fe_{об} / SiO_2$, CaO / SiO_2 , MgO / SiO_2 , Al_2O_3 / SiO_2 , R_2O / CaO , $T_{км} / T_{нф}$, $FeO_{ну} / (-\Delta e / \rho)$. Показатель $Fe_{об} / SiO_2$ – отношение содержания железа к содержанию кремнезема в шихте, CaO / SiO_2 – основность, MgO / SiO_2 , Al_2O_3 / SiO_2 , R_2O / CaO – магниальный, глиноземный и щелочной модули, $T_{нф}$ – температура фильтрации жидких фаз через коксовую насадку, $T_{км}$ – температура капельного течения расплава, $FeO_{ну}$ – содержание в первичном шлаке, Δe и ρ – химический эквивалент состава шихты и показатель стехиометрии.

Аналитическая зависимость обобщенного показателя доменной шихты для условий ДП№9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» выглядит следующим образом:

$$K_{III} = \left(\frac{Fe_{об}}{SiO_2}\right)^{0,2} \cdot \left(\frac{CaO}{SiO_2}\right)^{0,2} \left(\frac{Al_2O_3}{SiO_2}\right)^{0,2} \cdot \left(\frac{MgO}{SiO_2}\right)^{0,1} \cdot \left(\frac{T_{км}}{T_{нф}}\right)^{0,15} \cdot \left(\frac{FeO_{ну}}{-\Delta e / \rho}\right)^{0,15}. \quad (1)$$

Аналогичным образом с использованием обобщенной функции желательности разработан комплексный показатель температурно-дутьевого

режима $K_{m\partial}$, включающий показатели дутьевого режима плавки и отходящих газов. Так, в результате анализа фактических данных выпусков чугунов в условиях работы ДП№9, которым сопоставлены показатели загружаемой шихты и технологического режима, была установлена связь коэффициентов распределения серы и кремния со степенью использования газа η_{CO} , показателем теплового состояния горна глубиной фурменной зоны $L_{фз}$, а также с температурным индексом печи ТИП, который «связывает» верх доменной печи с ее низом и рассчитывается по формуле: $ТИП^* = \frac{2500 - Tt}{T_{кг}} \cdot \frac{1550 - Tч}{1250 - T\partial}$, где Tt – теоретическая температура горения кокса у фурм, $T_{кг}$, $Tч$, $T\partial$ – температуры колошниковога газа, чугуна и дутья.

Для условий работы ДП№9 получена зависимость для расчета комплексного показателя температурно-дутьевого режима:

$$K_{m\partial} = ТИП^{0,4} \cdot \eta_{CO}^{0,3} \cdot L_{фз}^{0,3}, \quad (2)$$

На основе полученных комплексных показателей шихты и температурно-дутьевого режима разработаны аналитические зависимости для прогнозирования коэффициентов распределения элементов шихты между чугуном и шлаком:

$$L_s = (P / K)^{0,19} \cdot Ku^{0,43} \cdot Km\partial^{0,38}, \quad R=0,85 \quad (3)$$

$$L_{si} = (P / K)^{0,37} \cdot Ku^{0,1} \cdot Km\partial^{0,53}, \quad R=0,87 \quad (4)$$

$$L_{mn} = (P / K)^{0,3} \cdot Ku^{0,27} \cdot Km\partial^{0,43}, \quad R=0,86 \quad (5)$$

где P/K – рудная нагрузка, характеризующая загрузку материалов.

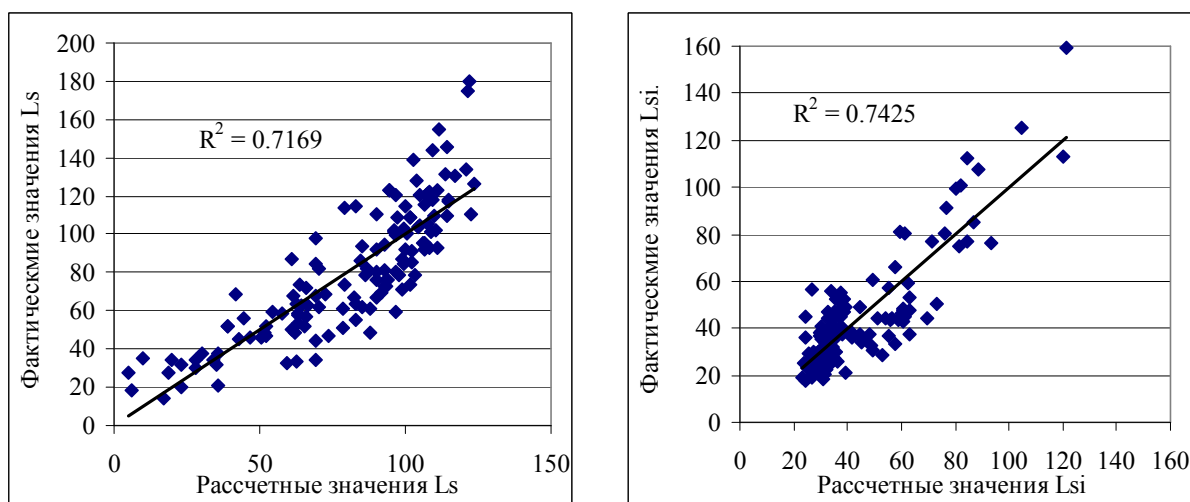


Рисунок 2. – Фактические и расчетные значения коэффициентов распределения серы и кремния по моделям (3)-(4) для условий работы ДП№9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

Показатели степеней в выражениях (1-5) указывают на долю влияния каждого показателя на распределение элементов шихты.

Сравнительная оценка фактических и рассчитанных по моделям (3)-(4) значений коэффициентов распределения элементов серы и кремния представлена на рис. 2. Адекватность моделей (3)-(5), оценивается по значению коэффициента корреляции R и показывает более высокую точность по сравнению с используемыми ранее прогнозными зависимостями коэффициентов распределения серы и кремния в виде: $L_s = f(Fe_{об}, \rho, \Delta e, P / K, \eta_{CO}, L_{фз})$, для которых $R^2=0,51$.

Выводы. С использованием обобщенной функции желательности для оценки шихтовых и технологических условий доменной плавки разработан интегральный показатель доменной шихты $K_{ш}$, а также предложен комплексный показатель температурно-дутьевого режима $K_{тд}$.

Разработаны аналитические зависимости для прогнозирования коэффициентов распределения элементов шихты между чугуном и шлаком на основе комплексных критериев шихты и температурно-дутьевого режима.

Представленные физико-химические критерии и модели разработаны с целью их использования для решения задач обоснованного выбора состава шихты, обеспечивающей выплавку требуемого качества чугуна за счет оптимизации и управления шлаковым режимом в конкретных шихтовых и технологических условиях плавки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Тогобицкая Д.Н. Системный подход к решению задачи выбора оптимального состава доменной шихты / Д.Н. Тогобицкая, А.И. Белькова, А.Ф. Хамхотько [и др.] // Наукові вісті. Сучасні проблеми металургії – Дніпропетровськ: НметАУ. – 2011. – №13. – С. 14–20.
2. Тогобицкая Д.Н. Моделирование процессов взаимодействия расплавов в восстановительных условиях доменной плавки / Д.Н. Тогобицкая, А.И. Белькова, А.Ю. Гринько // Математичне моделювання. – Дніпродзержинськ. – 2011. – №2(25). – С. 54-59.
3. Адлер Ю. П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю.П. Адлер, Е. В. Маркова Ю. В. Грановский. М.: Наука, – 1976. – 280 стр.
4. Тогобицкая Д.Н. Минимизация влияния зашумленности входной информации о доменном процессе на описание термодинамического согласования расплавов в горне доменной печи / Д.Н. Тогобицкая, А.Ю. Гринько, А.И. Белькова // Системные технологии. Региональный сборник научных трудов.– Днепропетровск. – 2012. – Вып. 4(81). – С. 28-36.
5. Тогобицкая Д.Н. Оценка качества железорудных материалов с целью направленного формирования жидких продуктов доменной плавки / Д.Н. Тогобицкая, А.И. Белькова, Н.А. Гладков, А.С. Скачко, Т.П. Порубова // Сб. научн. тр. ИЧМ «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». – Днепропетровск – 2012. – Вып.25. – С. 92-103.

ВИЗНАЧЕННЯ ПОРЯДКУ ОБЕРТАЛЬНОЇ СИМЕТРІЇ КРИСТАЛІЧНИХ ТА КВАЗИКРИСТАЛІЧНИХ МАТЕРІАЛІВ З ВИКОРИСТАННЯМ ФРАКТАЛЬНОГО АНАЛІЗУ

В статті розглянуті кристалічні та квазікристалічні структури, досліджені їх фрактальні характеристики. Побудовані кристалічні структури другого, третього та четвертого порядків обертальної симетрії, а також квазікристалічні структури на основі мозаїк Пенроуза. Розраховані фрактальні характеристики отриманих поверхонь з різним ступенем деталізації.

Ключові слова: КРИСТАЛІЧНІ ТА КВАЗИКРИСТАЛІЧНІ СТРУКТУРИ, ФРАКТАЛЬНА РОЗМІРНІСТЬ, ФРАКТАЛЬНЕ РОЗПОДІЛЕННЯ, ФРАКТАЛЬНІ СИГНАТУРИ, ПОРЯДОК ОБЕРТАЛЬНОЇ СИМЕТРІЇ, МОЗАЇКИ ПЕНРОУЗА, ДЕТАЛІЗАЦІЯ ПОВЕРХНІ.

В статье рассмотрены кристаллические и квазикристаллические структуры, исследованы их фрактальные характеристики. Построены кристаллические структуры второго, третьего и четвертого порядков поворотной симметрии, а также квазикристаллические структуры на основе мозаик Пенроуза. Рассчитаны фрактальные характеристики полученных поверхностей с разной степенью детализации.

The article describes the crystalline and quasicrystalline structure, studied their fractal characteristics. Crystal structures built of the second, third and fourth orders of rotational symmetry, and the quasicrystalline structure based Penrose mosaics. Calculated the fractal characteristics of the surfaces with varying degrees of detail.

Вступ

Кристалічні та квазікристалічні матеріали, як і більшість природних матеріалів, мають складну фрактальну структуру. У зв'язку з цим актуальною задачею є дослідження таких структур методами фрактального аналізу.

Метою даної роботи є побудова кристалічних та квазікристалічних структур та дослідження їх фрактальних характеристик.

Матеріали та методики дослідження

В процесі досліджень побудовані фрактальні поверхні кристалічних та квазікристалічних структур за допомогою *метода випадкового зсуву середньої точки*. Даний метод розпочинається з трикутника, що лежить у довільній площині. Середні точки сторін трикутника з'єднанні між собою таким чином, що трикутник виявляється поділений на чотири менші трикутники. Після чого кожна середня точка зсувається вгору або вниз на певну, випадково обрану величину. Такий самий процес застосовується до кожного з менших трикутників, потім до ще менших й так далі нескінченно. Етапи побудови фрактальної поверхні наведені на рис. 1.

У цьому методі зсуву середніх точок випадкові величини для переміщення середніх точок угору або вниз керуються певним законом розподілу, який підбирається, щоб отримати близьку апроксимацію бажаної поверхні. Таким чином, за допомогою методу зсуву середньої точки з фракталів можна створювати фрактальні складні поверхні. Було досліджено, що у всіх поверхонь, побудованих даним методом існує загальна властивість: міра порізаності або складності їх структури вимірюється фрактальною розмірністю [1].

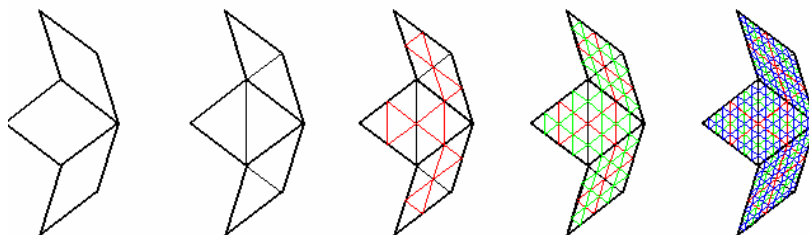


Рисунок 1. – Етапи побудови фрактальних поверхонь на прикладі елементів мозаїки Пенроуза

В ході дослідження було побудовано чисельну кількість фрактальних поверхонь кристалічних структур з використанням наведеного методу: побудовані кристалічні структури другого, третього, четвертого порядків симетрії з різною кількістю ітерацій (від 4 до 9), яка відповідає за ступінь деталізації поверхні та проведений аналіз їх фрактальних характеристик (таблиця 1). При цьому побудова поверхні розпочиналася з розбиття початкової кристалічної решітки, що представлена квадратами (для кристалічної структури другого порядку) чи прямокутниками (для кристалічної структури четвертого порядку) на два трикутники, до яких було застосовано метод випадкового зсуву середньої точки.

Поверхні квазікристалічних структур – поверхні Пенроуза - були побудовані на основі мозаїк Пенроуза з використанням методу випадкового зсуву середньої точки. При цьому побудова поверхні розпочиналася з розбиття кожного з ромбів, якими представлена мозаїка Пенроуза, на два трикутники, до яких було застосовано метод випадкового зсуву середньої точки. Доцільність побудови поверхонь Пенроуза зумовлена властивістю самоподібності мозаїки Пенроуза, яка являє собою модель квазікристалу. Поверхні Пенроуза були побудовані на основі двох видів мозаїки Пенроуза – мозаїки Пенроуза, побудованої за допомогою «золотих» ромбів і мозаїки Пенроуза, побудованої за допомогою «змій» та «дротиків» (рис. 2) використовуючи певний вид розфарбування. Кожну з поверхонь можна побудувати з різною кількістю ітерацій (від 4 до 9), яка відповідає за ступінь деталізації поверхні.

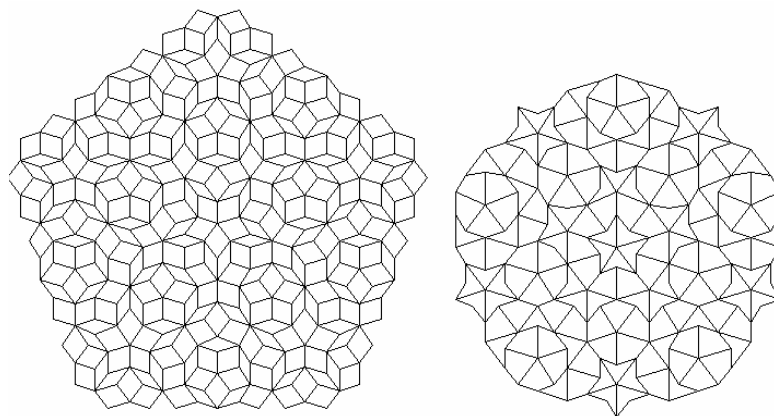


Рисунок 2. – Мозаїки Пенроуза, побудовані за допомогою «золотих» ромбів (ліворуч) та за допомогою «змій» та «дротиків» (праворуч)

Для зображень побудованих поверхонь кристалічних та квазікристалічних структур було проведено фрактальний аналіз, що складається із визначення фрактальної розмірності та побудови фрактальних розподілень. Фрактальна розмірність визначалася з використанням методу BOX COUNTING [2], який є найбільш універсальним та дозволяє працювати із зображеннями будь-якої структури. Для отримання фрактальних розподілень використовується метод ковзаючого вікна, який полягає у визначенні фрактальної розмірності в межах вікна, розмір якого можна задавати довільно. Вікно попіксельно переміщується по зображенню. При цьому на кожному кроці обчислюється фрактальна розмірність зображення, що потрапило у ковзаюче вікно [2]. Після чого проводиться побудова їх *емпіричного розподілу ймовірностей* $W(D)/W_{\max}(D)$. Складні зображення після обчислення фрактальних розподілень дають багатомодальні розподіли.

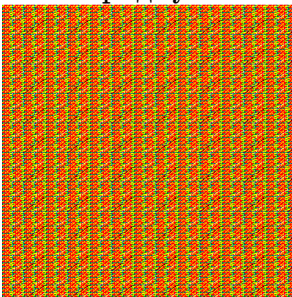
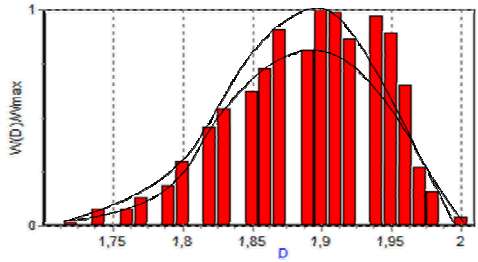
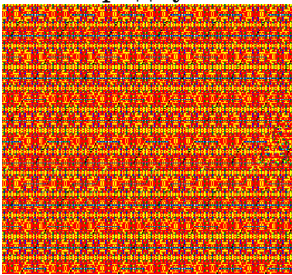
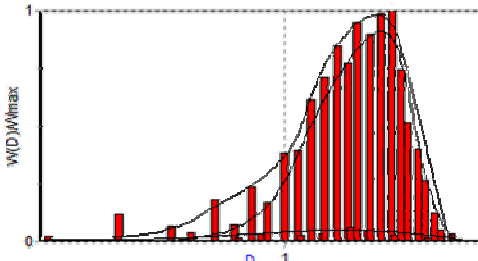
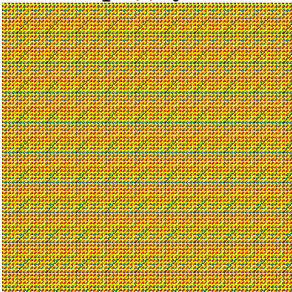
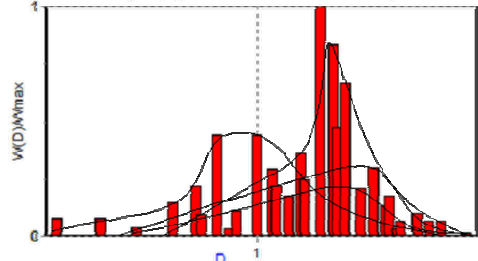
Результати досліджень та їх обговорення

Аналіз кристалічних поверхонь з симетрією різних порядків та квазікристалічних поверхонь Пенроуза дозволив визначити їх фрактальні розмірності, побудувати розподілення локальних фрактальних розмірностей та фрактальні сигнатури, тобто їх фрактальні моделі. В ході дослідження було визначено зростання фрактальної розмірності із збільшенням кількості ітерацій. При цьому відзначено майже на всіх видах поверхонь незначне зниження значень фрактальної розмірності при кількості ітерацій, що дорівнюють 5 та 6 [3].

Результати досліджень кристалічних структур наведено в таблиці 1, з якої видно, що фрактальні розподілення майже для всіх видів поверхонь мають багатомодальний розподіл і широкий розкид значень фрактальної розмірності, який вказує на складні зображення. Фрактальне розподілення кожної із побудованих поверхонь має кількість мод, яка співпадає з порядком симетрії. Таким чином, фрактальні методи дозволяють визначити порядок оберальної симетрії кристалічних матеріалів.

Таблиця 1

Фрактальна розмірність та фрактальні розподілення поверхонь з орієнтаційною симетрією другого, третього та четвертого порядків

Зображення поверхні	Фрактальна розмірність, D_n (n – ступінь деталізації поверхні)	Фрактальні розподілення
<p>Симетрія 2-го порядку</p> 	<p>$D_4 = 1,65$ $D_5 = 1,81$ $D_6 = 1,86$ $D_7 = 1,79$ $D_8 = 1,85$ $D_9 = 1,87$</p>	
<p>Симетрія 3-го порядку</p> 	<p>$D_4 = 1,58$ $D_5 = 1,73$ $D_6 = 1,75$ $D_7 = 1,67$ $D_8 = 1,72$ $D_9 = 1,74$</p>	
<p>Симетрія 4-го порядку</p> 	<p>$D_4 = 1,72$ $D_5 = 1,85$ $D_6 = 1,85$ $D_7 = 1,87$ $D_8 = 1,85$ $D_9 = 1,85$</p>	

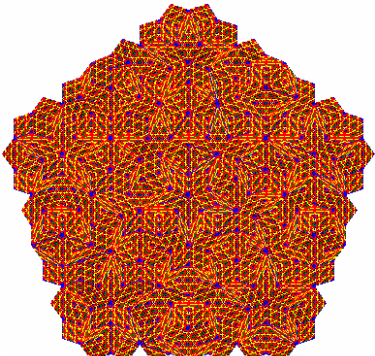
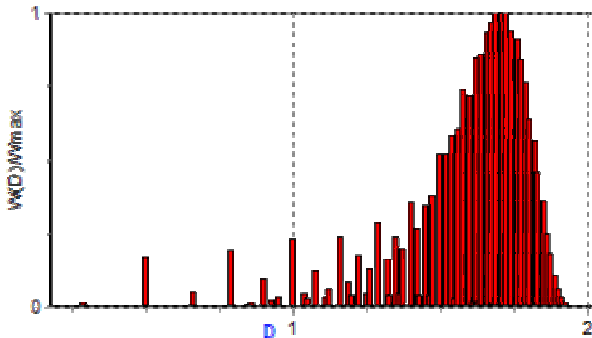
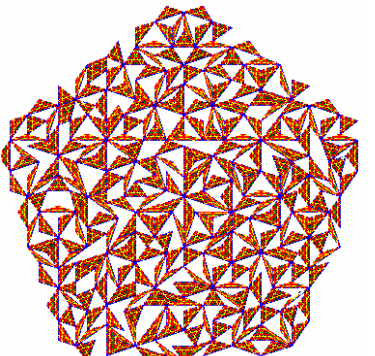
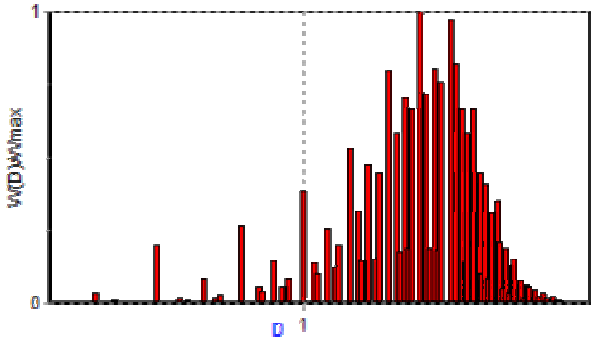
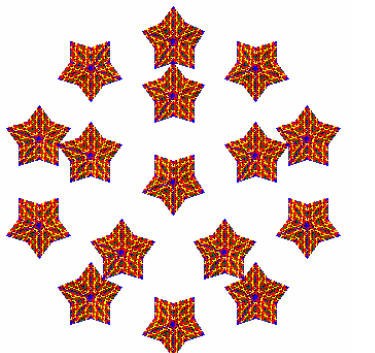
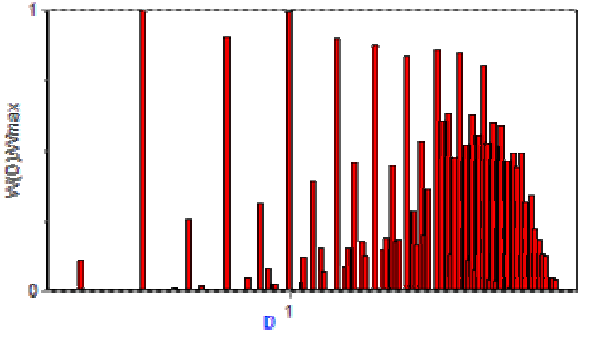
В таблиці 2 представлені зображення поверхонь Пенроуза та розподіл їх локальних фрактальних розмірностей. Фрактальне розподілення наведено для всіх видів поверхонь лише при кількості ітерацій, що дорівнює 9, оскільки розподіл локальних фрактальних розмірностей від кількості ітерацій істотно не змінюється. Цей факт говорить про те, що від більшої деталізації поверхні її основні властивості залишаються незмінними.

З таблиці 2 видно, що фрактальні розподілення майже для всіх видів поверхонь мають багатомодальний розподіл і широкий розкид значень фрактальної розмірності. Кожна мода такого розподілу відповідає кластеру зображення, що має близькі значення локальних розмірностей. При цьому

слід відзначити, що фрактальне розподілення будь-якої із поверхонь Пенроуза має п'ять таких мод. Це вказує на обертальну симетрію п'ятого порядку, яку має мозаїка Пенроуза, а отже - і поверхні Пенроуза. Винятком є перша поверхня, фрактальне розподілення якої має нормальний характер, а моди майже не виділяються, що вказує на її відносну однорідність. Гістограма локальних фрактальних розмірностей при цьому вужче, що свідчить про переважання структур з невеликим розкидом значень фрактальної розмірності. Такий метод визначення порядку обертальної симетрії запропоновано у роботі називати *методом фрактальних розподілень*.

Таблиця 2

Розподілення локальних фрактальних розмірностей зображень Пенроуза

Зображення поверхні Пенроуза	Фрактальні розподілення
<p>№1</p> 	
<p>№2</p> 	
<p>№3</p> 	

Таким чином, виявлена можливість використання фрактального аналізу для визначення порядку обертальної симетрії квазікристалічних

матеріалів. Також, у даному випадку, можна говорити і про ідентифікацію кристалічних та квазікристалічних структур за допомогою побудови фрактальних розподілень: при отриманні фрактальних розподілень з певною кількістю мод можна зробити висновок про кристалічні або квазікристалічні властивості даної структури.

Висновки

Мозаїки Пенроуза мають властивість самоподібності та використовуються при побудові фрактальних поверхонь - поверхонь Пенроуза, які у свою чергу являють собою модель квазікристалів. В ході досліджень були побудовані поверхні другого, третього, четвертого порядків симетрії, поверхні Пенроуза на основі двох видів мозаїки з різними розфарбуваннями та проведений аналіз їх фрактальних характеристик. Аналіз поверхонь Пенроуза дозволив визначити їх фрактальні розмірності, побудувати розподілення локальних фрактальних розмірностей та фрактальні сигнатури.

Було визначено зростання фрактальної розмірності із збільшенням кількості ітерацій. При цьому відзначено майже на всіх видах поверхонь незначне зниження значень фрактальної розмірності при кількості ітерацій, що дорівнюють 5 та 6.

Розподіл локальних фрактальних розмірностей від кількості ітерацій істотно не змінюється, що говорить про постійність основних властивостей поверхонь при збільшенні деталізації поверхні.

В ході аналізу виявлено, що фрактальні розподілення майже для всіх видів поверхонь мають багатомодальний розподіл і широкий розкид значень фрактальної розмірності. При цьому слід відзначити, що фрактальне розподілення будь-якої із поверхонь має таку кількість мод, яка співпадає з порядком обертальної симетрії, який має кожна з аналізованих поверхонь.

ЛІТЕРАТУРА

1. Журба А.О. Побудова фрактальних розподілень поверхонь Пенроуза / А.О. Журба, О.І. Михальов // Системні технології. Регіональний міжвузівський збірник наукових праць. – Випуск 2(73). – Дніпропетровськ. – 2011. – С.105-110.
2. Журба А.О. Особливості визначення фрактальної розмірності методом BOX COUNTING у задачах металознавства / А.О. Журба, О.І. Михальов // Інформатика та системні науки (ІСН-2012): матеріали ІІІ Всеукраїнської науково-практичної конференції. – Полтава, 1-3 березня 2012р. – С.109-111.
3. Журба А.А. Анализ изменений фрактальной размерности и ее распределения в процессе формирования композитной структуры быстрорежущей стали / А.А. Журба, А.И. Михалёв, С.И. Губенко, Е.А. Черноиваненко // Системні технології. Регіональний міжвузівський збірник наукових праць. – Випуск 4 (81). Дніпропетровськ. – 2012. – С. 155–164.

УДК 669.054

Ю.С. Пройдак, Я.В. Мянновская, Л.В. Камкина

КРИТЕРИАЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КИНЕТИКИ И МАССООБМЕНА ПРИ СОВМЕСТНОМ ВОССТАНОВЛЕНИИ МАРГАНЦА И КРЕМНИЯ

Аннотация. Показано, что при восстановлении элементов из жидких оксидных пленок в жидкие металлические фазы величина чисел Дамкелера имеет порядок 10^{-7} ... 10^{-16} , что свидетельствует о высоких возможностях диффузионных процессов по сравнению с кинетическими и чисто кинетическом режиме процесса. Для таких условий восстановления физико-химические критерии равновесия $Ra = 0$ и контакта $Ko = 1$, что указало на полную необратимость процесса и его инвариантность. Такие процессы всегда подобны и не зависят от масштаба модели, а также от преобразования переменных, характеризующих ход процесса (координаты, время).

Ключевые слова: моделирование, восстановление, число Дамкелера, критерий, кинетика.

Показано, що при відновленні елементів з рідких оксидних плівок у рідкі металеві фази величина чисел Дамкелера має порядок 10^{-7} .. 10^{-16} , що свідчить про високі можливості дифузійних процесів в порівнянні з кінетичними і чисто кінетичному режимі процесу. Для таких умов відновлення фізико-хімічні критерії рівноваги $Ra=0$ і контакту $Ko=1$, що вказало на повну незворотність процесу і його інваріантність. Такі процеси завжди подібні і не залежать від масштабу моделі, а також від перетворення змінних, що характеризують хід процесу (координати, час).

It is shown that the reduction of the liquid element oxide films in the liquid metal phase Damkohler number value is of the order of 10^{-7} - 10^{-16} , reflecting the high possibilities of diffusion processes, as compared to a purely kinetic and kinetic mode process. For these conditions the recovery physicochemical equilibrium criteria $Ra = 0$ and contact $Co = 1$, which indicated the complete irreversibility of the process and its invariance. These processes are always similar and do not depend on scale model, and transformation of the variables characterizing the process (the position, time).

Введение

В восстановительных металлургических процессах наиболее широко используется углеродотермическое восстановление. При его проведении в шахтных печах, работающих слоевым процессом, прямое восстановление осуществляется из жидких оксидных пленок, стекающих по кускам углеродистого восстановителя (кокса) [1]. В этом случае определяющее значение имеет поток углерода, расходуемого на восстановление различных элементов.

Изложение основного материала

В общем виде реакция восстановления элемента твердым углеродом из пленки жидкого оксида с образованием пленки жидкого металла имеет вид



Уравнение гомогенного процесса образования i -го элемента $[E]$, кг/м³, в металлической фазе и его диффузионного переноса имеет вид:

$$\frac{\partial E}{\partial \phi} = r_i - D_i \frac{\partial^2 E}{\partial x^2}, \quad (2)$$

где r_i – скорость образования i -го элемента, кг/(м³ с), D_i – коэффициент его диффузии в металлической фазе, (м²/с). Приведение уравнения (2) к безразмерному виду сделано с помощью введения безразмерных величин:

концентрации $\rho_i = E/E_{\max}$ и координаты $\eta = \frac{X}{\delta}$, где E_{\max} – максимальная концентрация элемента, в качестве которой может быть принята концентрация, равновесная со шлаком, δ – толщина пленки металла. Соответственно, $E_i = \rho_i E_{\max}$ и $X = \eta \cdot \delta$. После подстановки и соответствующих преобразований будет

$$\frac{\partial \rho_i}{\text{Fo}_d} = \frac{r_i \delta^2}{D_i E_i} - \frac{\partial^2 \rho_i}{\partial \eta^2}. \quad (3)$$

Таким образом, получено два критерия: число Фурье диффузионное

$\text{Fo}_d = \frac{D_i \cdot \tau}{\delta^2}$ и второе число Дамкелера $\text{Da}_2 = \frac{r_i \cdot \delta^2}{D_i \cdot E_i}$, которое является мерой отношения изменения числа молей от химической реакции к изменению числа молей от молекулярного переноса.

Можно считать, что скорость реакции с образованием металлической пленки пропорциональна произведению константы скорости реакции k_i , кг/(м³ с), на концентрацию углерода и разность равновесной и текущей концентраций восстанавливаемого элемента. В начальный момент образования пленки $[E]=0$, при взаимодействии пленки оксида с твердым углеродом $a_c = 1$, то при $P_{CO}=1$ равновесная со шлаком концентрация элемента

$$X_{[E]} = \frac{K_{P_i} \cdot X_{(EO_n)} \cdot Y_{(EO_n)}}{Y_{[E]}}. \quad (4)$$

где K_{P_i} – константа равновесия реакции восстановления (1).

Скорость реакции восстановления равна потоку углерода на поверхности контакта куска восстановителя с оксидной пленкой

$$I_{C_i} = \frac{k_i \cdot X_{(EO_n)} \cdot Y_{(EO_n)} \cdot K_{P_i}}{\delta_{[E]}}, \quad \text{кг}/(\text{м}^2 \text{ с}), \quad (5)$$

откуда $r_i = \frac{n \cdot I_{C_i}}{\delta}$ или

$$r_i = \frac{n \cdot k_i \cdot X_{(EO_n)} \cdot Y_{(EO_n)} \cdot K_{P_i}}{\delta_{[E]}}. \quad (6)$$

Величина K_{P_i} введена в выражение для r_i с целью пересчета поверхностной константы скорости в объемную; принято, что реакция протекает в объеме металлической пленки.

После подстановки соответствующих величин в выражение для числа Дамкелера получено

$$Da = \frac{nk_i X_{(Si)} Y_{(Si)} K_{pi}}{D_E [E]_i \gamma_{Ei}} \quad (7)$$

На основании данных по кинетике совместного восстановления Mn и Si [2, 3] рассчитаны основные отношения кинетических и массообменных характеристик процессов при совместном восстановлении Mn и Si из оксидного расплава: на кусках углеродистого восстановителя при $\delta_1 = 7 \cdot 10^{-8}$ м и пленках жидкого металла, насыщенных углеродом, при $\delta_1 = 4 \cdot 10^{-4}$ м, которые приведены в таблице.

Таблица

Относительные характеристики кинетики и массообмена при совместном восстановлении Si и Mn

Величина	Единица измерения	Значения при температуре, °C			
		1400	1500	1600	1650
I_C^{Mn}	кг/(м ² с)	$1,65 \cdot 10^{-6}$	$2,63 \cdot 10^{-6}$	$5,68 \cdot 10^{-6}$	$8,24 \cdot 10^{-6}$
I_C^{Si}	кг/(м ² с)	$5,4 \cdot 10^{-8}$	$2,7 \cdot 10^{-7}$	$1,65 \cdot 10^{-6}$	$1,65 \cdot 10^{-6}$
[Mn]	кг/м ³	6540	6470	6130	5870
[Si]	кг/м ³	55	170	550	860
D_{Mn}	м ² /с	$3,62 \cdot 10^{-9}$	$4,52 \cdot 10^{-9}$	$5,5 \cdot 10^{-9}$	$6,03 \cdot 10^{-9}$
D_{Si}	м ² /с	$2 \cdot 10^{-9}$	$2,29 \cdot 10^{-9}$	$2,6 \cdot 10^{-9}$	$2,76 \cdot 10^{-9}$
δ_1	м	$7 \cdot 10^{-8}$	$7 \cdot 10^{-8}$	$7 \cdot 10^{-8}$	$7 \cdot 10^{-8}$
k_{Mn}	кг/(м ³ с)	$2,38 \cdot 10^{-13}$	$1,29 \cdot 10^{-13}$	$1,06 \cdot 10^{-13}$	$1,02 \cdot 10^{-13}$
k_{Si}	кг/(м ³ с)	$6,43 \cdot 10^{-12}$	$2,38 \cdot 10^{-12}$	$1,22 \cdot 10^{-12}$	$9,2 \cdot 10^{-13}$
Da_{Mn}		$2 \cdot 10^{-16}$	$4,47 \cdot 10^{-16}$	$8,33 \cdot 10^{-16}$	$1,07 \cdot 10^{-15}$
Da_{Si}		$2,42 \cdot 10^{-15}$	$3,14 \cdot 10^{-15}$	$6,83 \cdot 10^{-15}$	$9,8 \cdot 10^{-15}$
δ_2	м	$4 \cdot 10^{-4}$	$4 \cdot 10^{-4}$	$4 \cdot 10^{-4}$	$4 \cdot 10^{-4}$
k_{Mn}	кг/(м ³ с)	$1,32 \cdot 10^{-9}$	$7,37 \cdot 10^{-9}$	$6,05 \cdot 10^{-10}$	$5,8 \cdot 10^{-10}$
k_{Si}	кг/(м ³ с)	$3,67 \cdot 10^{-8}$	$1,36 \cdot 10^{-8}$	$6,97 \cdot 10^{-9}$	$5,25 \cdot 10^{-10}$
Da_{Mn}		$6,56 \cdot 10^{-9}$	$1,46 \cdot 10^{-8}$	$2,72 \cdot 10^{-8}$	$3,49 \cdot 10^{-8}$
Da_{Si}		$7,9 \cdot 10^{-8}$	$1,02 \cdot 10^{-7}$	$2,32 \cdot 10^{-7}$	$3,2 \cdot 10^{-7}$

Как видно, во всех случаях значения числа Da на много десятичных порядков ниже единицы. Это свидетельствует о высоких возможностях диффузионных процессов по сравнению с кинетическими в объемах жидких металлических пленок как образующихся на кусках твердого восстановителя, так и на стекающих пленках жидкого металла, насыщенного углеродом. Следовательно, при существующих условиях восстановления скорости массообменных процессов равны скорости прямой реакции – $U_{пр}$ [4]:

$$U_{пр} = U_{обм}, \quad U_{обр} = 0, \quad (8)$$

где – скорость процессов массообмена, $U_{обр}$ – скорость обратной реакции.

Для характеристики отношения скорости реакции $U_{пр}$ $n \cdot r$ к скорости обмена в теории физико-химического подобия [4] существуют критерии равновесия $Pa = U_{обр} / U_{пр}$ и контакта $Ko = U_{пр} / U_{обм}$. Для условий восстановления Si и Mn в жидкие металлические пленки $Pa = 0$, $Ko = 1$. Такие значения критериев свидетельствуют, что эти процессы полностью необратимы и инвариантны в кинетическом отношении, т.е. всегда подобны

и не зависят от масштаба модели, а также не зависят от преобразования переменных, связанных с этими выражениями, в частности при переходе от временных координат к линейным.

При восстановлении элемента углеродом, растворенным в металле, уравнение для углерода может быть записано как:

$$\frac{\partial [C]}{\partial \tau} = \sum n r_i + D_C \frac{\partial^2 [C]}{\partial x^2}, \quad (8)$$

где r_i – скорость реакции восстановления i -го элемента.

В свою очередь $r_i = k \cdot ([E]_P - [E]_H)$, при $[E]_H = 0$, $r_i = k_i \cdot [E]_P$, где $[E]_P$ – равновесная со шлаком и $[E]_H$ – начальная концентрация восстанавливаемого элемента. Равновесная концентрация восстанавливаемого элемента при $a_{[C]} = 1$ и $P_{CO} = 1$ будет такой же, как (3).

В этом случае скорость реакции может быть записана

$$r_i = k_i' \cdot K_{P_i} \cdot X_{(EO_n)}, \quad (9)$$

где $k_i' = \frac{k_i Y_{(EO_n)}}{Y_{[E]}}$.

Скорость изменения концентрации углерода, кг/(м³·с) может быть заменена потоком углерода – I_C , но в связи с тем, что этот поток имеет единицу измерения кг/(м²·с), все члены уравнения (8) должны быть умножены на характерный размер, в качестве которого выбрана толщина пленки металла – δ . Приведение уравнения к безразмерному виду может

быть сделано также вводом безразмерной координаты $\eta = \frac{x}{\delta}$ и безразмерной

концентрации $\rho_c = \frac{C}{C_{\max}}$:

$$\frac{I_C \delta^2}{C_{\max} D_C} = \sum \frac{k_i' K_{P_i} X_{(EO_n)} \delta^2}{D_C C_{\max}} + \frac{\partial^2 \rho_c}{\partial \eta^2}. \quad (10)$$

Выражение под знаком \sum есть число Дамкелера, т.е. безразмерный поток углерода на восстановление равен сумме чисел Дамкелера по углероду.

Для стационарного процесса изменение градиента концентрации

$$\frac{\partial^2 \rho}{\partial \eta^2} = 0$$

и уравнение (10) примет вид

$$I_C = \sum n k_i' K_{P_i} X_{(EO_n)}. \quad (11)$$

Для случая восстановления, например, Si, Mn и Fe уравнение (11) будет

$$I_C = n_1 k'_{Mn} K_{Mn} X_{(MnO)} + n_2 k'_{Si} K_{Si} X_{(SiO_2)} + n_3 k'_{Fe} K_{Fe} X_{(FeO)}, \quad (12)$$

где k'_{Mn} , k'_{Si} , k'_{Fe} – относительные константы скоростей реакций восстановления кг/(м²·с); K_{Mn} , K_{Si} , K_{Fe} – константы равновесия реакций восстановления. Распределение потока углерода между восстанавливаемыми элементами может быть найдено определением

относительных констант скоростей на основании экспериментальных данных, например, методами множественной корреляции.

Значительно более сложным является расчет углерода на восстановление отдельных элементов. При расчетах взаимодействия металла со шлаком могут быть случаи, когда концентрация одних элементов в металле ниже, а других выше, равновесных со шлаком. Однако в процессах совместного восстановления элементов твердым углеродом из одного и того же шлакового расплава, когда только начинает образовываться пленка металлического расплава трудно предположить, что концентрация элемента в металле может быть выше равновесной с оксидным расплавом. Наиболее вероятным следует считать образование металлического расплава с содержанием элементов, равновесным со шлаковым расплавом. При известной величине потока углерода масса восстановленного металла для трех вышеупомянутых элементов будет

$$M_{\text{мет}} = I_C / (0,00218[\text{Mn}]_P + 0,00857[\text{Si}]_P + 0,00214[\text{Fe}]_P) / (1 - 0,01[\text{C}]_H), \quad (13)$$

где $[\text{Mn}]_P$, $[\text{Si}]_P$, $[\text{Fe}]_P$ – равновесные со шлаком концентрации элементов, $[\text{C}]_H$ – концентрация углерода насыщения.

Выводы

При углеродотермическом восстановлении марганца и кремния из жидких оксидных пленок скорость реакции равна потоку углерода на поверхности контакта куска восстановителя с оксидной пленкой. Величина критерия Дамкелера для этих реакций имеет порядок $10^{-7} - 10^{-16}$, что свидетельствует о высоких возможностях диффузионных процессов по сравнению с кинетическими в объемах жидких металлических пленок.

Скорость реакции восстановления элементов будет определяться потоком углерода на поверхности контакта куска восстановителя с оксидной пленкой, а распределение потока углерода между восстанавливаемыми элементами может быть найдено определением относительных констант скоростей на основании экспериментальных данных, например, методами множественной корреляции.

ЛИТЕРАТУРА

1. Яковлев Ю.Н., Камкина Л.В. Эффективность различных видов массообмена между твердыми и жидкими фазами в шахтных плавильных печах // Труды международной конференции “Экология и теплотехника – 1996”. Днепропетровск, ГМетАУ, 2 – 5 июля. – С. 308 – 309.
2. Кухтин Б.А. Кинетика восстановления марганца из расплавленных шлаков твердым углеродом [Текст] / Б.А. Кухтин, В.Н. Бороненков, О.А. Есин, Г.А. Топорищев // Изв. АН СССР. Металлы. – 1969. – № 1. – С. 119 – 124.
3. Бороненков В. Н. Кинетика восстановления металлов из жидких шлаков твердым углеродом / В.Н. Бороненков, О.А. Есин, С.Н. Лямкин // Изв. АН СССР. Металлы. – 1972. – № 1. – С. 23 – 30.
4. Брайнес Я.М. Подобие и моделирование в химической и нефтехимической технологии. / Я.М. Брайнес. – М.: Гостопиздат, 1961. – 220 с.

УДК 621.9.04; 621.7.02; 621.039.531, 004.942

П.П. Сафьян, Т.В. Селиверстова, В.А. Тутык

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ВНЕШНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ТРУБЫ СТРУЙНЫМ ПАРОПЛАЗМЕННЫМ РАЗРЯДОМ В ВИДЕ ТОЧЕЧНОГО ИСТОЧНИКА С ПОМОЩЬЮ ЕГО КЛЕТОЧНО-АВТОМАТНОЙ МОДЕЛИ

Приведены результаты математического моделирования процесса обработки внешней поверхности трубы струйным пароплазменным разрядом в виде точечного источника.

Ключевые слова: обработка пароплазменным разрядом, концентрированный поток энергии, математическое моделирование, клеточные автоматы, эффективная погонная энергия, скорость нагрева, скорость охлаждения.

Наведено результати математичного моделювання процесу обробки зовнішньої поверхні труби струменевим пароплазменним розрядом у вигляді точкового джерела.

Ключові слова: обробка пароплазменним розрядом, концентрований потік енергії, математичне моделювання, клітинні автомати, ефективна погонна енергія, швидкість нагріву, швидкість охолодження.

The results of mathematical modeling of processing outside of the pipe jet of steam-plasma discharge in the form of a point source.

Keywords: steam-plasma discharge treatment, a concentrated stream of energy, mathematical modeling, cellular automata, the effective heat input, the rate of heating, cooling rate.

Введение. Создание новых машиностроительных материалов и улучшение качества существующих является одним из ключевых заданий научно-технического прогресса. Постоянное ужесточение требований к материалам, эксплуатируемых в агрессивных средах, вакууме, при высоких температурах и давлениях, а также в других экстремальных условиях, ставит трудноразрешимые в материаловедческой науке вопросы. Важное место в решении данной глобальной проблемы принадлежит поверхностным слоям твердых тел. Именно они ответственны за износ- и коррозионную стойкость и усталостную прочность, а также за ряд других физико-механических характеристик. Возможности традиционных методов обработки поверхностных слоев исчерпаны в отличие от новой технологии с использованием концентрированных потоков энергии (КПЭ).

Постановка задачи исследования. Актуальной является задача математического моделирования изменения температуры в локальных точках объема и поверхности обрабатываемого изделия с целью анализа динамики протекания технологического процесса и формулировки рекомендаций по его осуществлению.

Результаты исследования и их обсуждение. При воздействии КПЭ на поверхность тел часть потока энергии частично отражается от поверхности,

а остальная поглощается в тонком поверхностном слое вещества, вызывая его нагрев, плавление и испарение в зависимости от режима обработки. Процессы перестройки структуры, развивающиеся при этом, происходят в условиях, далеких от термодинамических равновесных, и позволяют получать поверхностные слои с уникальным комплексом физико-механических свойств. Систематические изучения тепловых явлений, развивающихся в изделиях при воздействии КПЭ, позволяет определить наиболее эффективные технологические процессы, сформулировать основные требования к энергетическим характеристикам КПЭ и определить оптимальные режимы воздействия.

Однако отсутствует представление о механизмах изменения структуры и свойств поверхностных слоев под воздействием КПЭ, а также выбор оптимальных режимов обработки, все это является серьезным препятствием внедрения данных технологических процессов. Для сокращения проведения экспериментов по отработке технологического процесса используется математическое моделирование.

На данный момент моделей описывающих термическое воздействие пароплазменного разряда (ППР) на поверхность труб в существующей научно-технической литературе не выявлено. Для построения модели термического воздействия разряда на поверхность трубы, необходимо обобщить электрические характеристики разряда и на их основе провести расчет энергетического баланса.

Таким образом, в результате комплексных экспериментальных исследований физических процессов струйного пароплазменного разряда между токопроводящим твердым анодом (обрабатываемая труба) и электролитическим катодом в ходе обработки поверхности коррозионностойких труб, было проведено обобщение электрических характеристик необходимых для проведения расчета энергетического баланса, а также моделирование термического воздействия разряда на поверхность трубы.

Очевидно, что важной характеристикой разряда является энергетический баланс. Исходя из принципов термодинамики, можно записать тепловой баланс в межэлектродном зазоре, связывающий приход и расход тепла:

$$Q_{\text{прих}} = Q_{\text{н.э.}} + Q_{\text{п.э.}} + Q_{\text{упр.}} + Q_{\text{неупр.}} + Q_{\text{полез}} \quad (1)$$

где $Q_{\text{прих}}$ – общее количество тепла, поступившего в элементы цепи электролитно-плазменной установки при прохождении тока; $Q_{\text{н.э.}}$ – количество тепла, на нагрев электролита в области зажигания разряда; $Q_{\text{п.э.}}$ – количество тепла, на парообразование электролита в области зажигания разряда; $Q_{\text{упр.}}$ – количества тепла, на упругие столкновения в области горения разряда; $Q_{\text{неупр.}}$ – количества тепла, на неупругие

столкновения в области горения разряда; $Q_{\text{полез.}}$ – количества тепла, поступающие в анод для его обработки в области горения разряда.

Рассмотрим подробно способы определения каждой из статей теплового баланса.

При обработке поверхности трубы пароплазменным разрядом приход тепла за счет работы электрического тока [1] можно записать как функцию.

$$Q_{\text{прих}} = U \cdot j \cdot S \cdot t = I \cdot U \cdot t \text{ [Дж]}, \quad (2)$$

где I – сила тока в межэлектродном расстоянии при обработке ППР поверхности трубы, [А]; U – напряжение в межэлектродном расстоянии при обработке ППР поверхности трубы, [В]; t – время обработки ППР поверхности трубы, [с]; j – плотность тока в межэлектродном расстоянии при обработке пароплазменным разрядом поверхности трубы, [А/м²]; S – площадь поверхности трубы обрабатываемая пароплазменным разрядом, [м²].

При обработке поверхности трубы пароплазменным разрядом расход тепла за счет нагрева электролита под действием электрического тока можно представить в следующем виде:

$$Q_{\text{н.э.}} = m_{\text{эсп}} \cdot c_{\text{э}} \cdot (T_{\text{к}} - T_{\text{н}}) \text{ [Дж]} \quad (3)$$

где $m_{\text{эсп}}$ – масса электролита в зоне зажигания разряда, [кг]; $c_{\text{э}}$ – средняя удельная теплоемкость электролита, [Дж/(кг·К)]; $T_{\text{к}}$ – температура газожидкостной смеси при данном давлении, [К]; $T_{\text{н}}$ – начальная температура электролита, [К]; G – расход электролита (экспериментальная величина), [м³/с]; H – высота пленочного кипения (экспериментальная величина), [м]; L – межэлектродное расстояние, (экспериментальная величина), [м]; $\rho_{\text{э}}$ – плотность электролита, для 2% $(\text{NH}_4)_2\text{SO}_4$ при 20°С равен 1010,1 [кг/м³].

При обработке поверхности трубы ППР расход тепла за счет парообразования электролита под действием электрического тока можно представить в следующем виде:

$$Q_{\text{н.э.}} = m_{\text{э исп}} \cdot \gamma_{\text{э}} \text{ [Дж]}, \quad (4)$$

где $m_{\text{э исп}}$ – масса испарившегося электролита в зоне зажигания разряда, [кг]; $\gamma_{\text{э}}$ – удельная теплота парообразования, [Дж/кг].

Высота столба пароплазменного разряда определялась по фотографиям полученных при скоростной фотосъемке. На фотографии пароплазменный разряд закрывала парогазовая оболочка и мешала объективно оценить его геометрические размеры и провести их анализ. Для этого полученное изображение, обрабатывалось в системе MATLAB путем контрастирования синей цветной составляющей в пакете Image Processing Toolbox. После

этого замерялись параметры ППР: межэлектродное расстояние и высота столба пароплазменного разряда.

Воздействие пароплазменного разряда на поверхность обрабатываемого изделия (см. рис. 1) осуществляется в результате ряда сложных, взаимосвязанных процессов энергетического, массового и зарядового обмена частиц плазмы с атомами обрабатываемого изделия. Результатом такого взаимодействия является десорбция атомов и молекул с поверхности тела, распыление и испарение частиц материала, изменение структуры и фазового состава. При плазменной обработке происходит взаимодействие материала поверхности изделия с активными и неактивными частицами плазмы, имеющими высокую кинетическую и потенциальную энергии [2].

При физическом взаимодействии плазмы с поверхностью, частицы обладают в основном кинетической энергией. Заряженные частицы также имеют высокую потенциальную энергию – энергию рекомбинации. В связи с этим, при соударении заряженных частиц с поверхностью обрабатываемого тела происходит распыление поверхности. При химическом взаимодействии плазмы с поверхностью, частицы обладают в основном потенциальной энергией. При соударении заряженных частиц с поверхностью обрабатываемого тела происходит формирование химических соединений [3-5]. В столбе ППР непрерывно происходят процессы ионизации и деионизации заряженных частиц. В установившемся режиме ионизационные и деионизационные процессы находятся в равновесии [6-9]. Рассмотрим элементарные процессы в плазме столба разряда, приводящие к возникновению заряженных частиц и к их потерям.

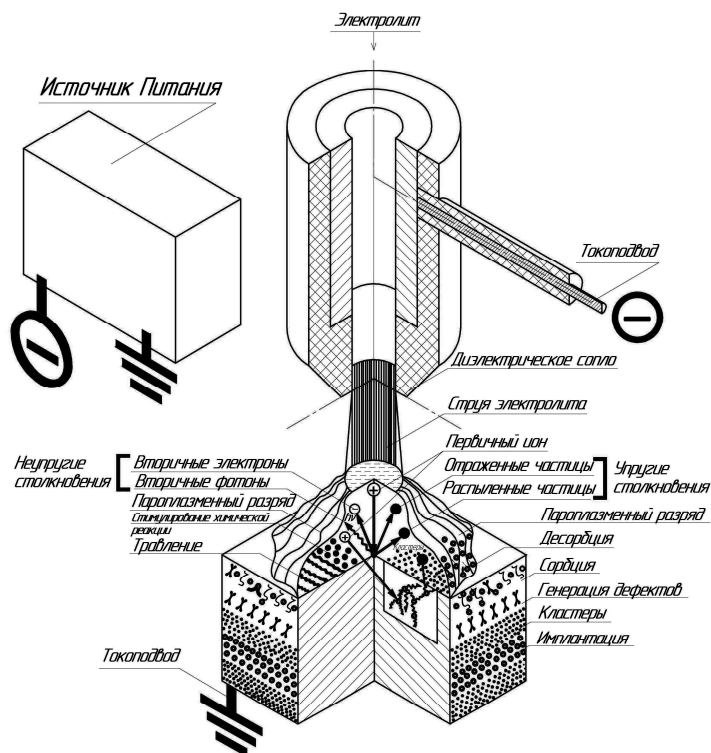


Рисунок 1. – Схема элементарных процессов в твердом теле, инициируемых обработкой ППР

На рисунке 1 приведена схема ППР. При упругих соударениях электрона с атомом не происходит деформации атомной структуры, а следовательно, и его ионизации. Эти столкновения возникают в тех случаях, когда запас энергии движущегося электрона мал и он легко отражается атомным электронным облаком, результатом данных столкновений является повышение температуры плазмы [9]. При обработке поверхности трубы ППР, потери на упругие соударения на единицу пути определяются по следующей формуле [10]:

$$\left(\frac{dQ}{dx}\right)_{упр.} = n_n \cdot \sigma \cdot \frac{m_e}{M} \cdot E \cdot \frac{v_0}{c} \text{ [Дж/м]} \quad (5)$$

где n_n – число нейтральных частиц в единице объема, $[м^{-3}]$; σ – эффективное сечение соударений, $[м^2]$; m_e – масса электрона, $m_e = 9,1 \cdot 10^{-31}$ [кг]; M – масса молекулы газа в столбе разряда, [кг]; E – энергия электрона, [Дж]; v_0 – скорость электрона, [м/с]; c – скорость света, $c = 3 \cdot 10^8$ [м/с]; x – средняя длина свободного пробега электрона, [м].

При неупругих столкновениях частиц, энергия передается в виде энергии ионизации. При этом электрон нейтрального атома переходит с низкого уровня на высокий уровень, потенциальная энергия атома растет и атом возбуждается или ионизируется, результатом данных столкновений является свечение столба ППР [9]. При обработке поверхности трубы ППР потери на неупругие соударения на единицу пути определяются по следующей [11]:

$$\left(\frac{dQ}{dx}\right)_{неупр.} = \frac{1}{4 \cdot \pi \cdot \varepsilon_0^2} \cdot \frac{e^4 \cdot n_n \cdot Z}{m_e \cdot v_0^2} \cdot \left[\ln \left(\frac{m_e \cdot v_0^2 \cdot W_{pe}}{2 \cdot \bar{W}^2 \cdot \left(1 - \frac{v_0^2}{c^2}\right)} \right) - \ln 2 \cdot \left(2 \cdot \sqrt{1 - \frac{v_0^2}{c^2}} - 1 + \frac{v_0^2}{c^2} \right) + 1 - \frac{v_0^2}{c^2} \right] \text{ [Дж/м]} \quad (6)$$

где ε_0 – электрическая постоянная, $\varepsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12}$ [Ф/м]; Z – атомный номер вещества выбираем по периодической системе химических элементов Д.И. Менделеева; W_{pe} – кинетическая энергия электрона [Дж]; \bar{W} – средняя энергия ионизации атомов газа, [Дж];

Определение длины проникновения (прохождения) электронов подчиняется закону Томсона и Виддингтона, получено выражение справедливое для области нерелятивистских скоростей электронов при $U_0 \leq 10 \text{ кВ}$ [12].

$$R_e = \frac{U^2}{\rho_e \cdot b} \quad (7)$$

где R_e – длина проникновения электронов в газе [м]; ρ_e – плотность газа [кг/м³]; $b = \text{const} = 4 \cdot 10^{11}$ [см²·в²/г].

Было выявлено, что при стабильной обработке поверхности трубы ППР, потери энергии на нагрев электролита составляют до 20% от вкладываемой энергии. Потери на парообразование электролита составляют до 5%. Потери на упругие и на неупругие соударения составляют соответственно 91 мДж и 30 Дж, что составляет до 3% от вкладываемой энергии. Коэффициент полезного действия ППР при обработке поверхности труб составляет 70-75% от подводимой энергии.

Моделирование процесса тепловой обработки внешней поверхности трубы производилось на основании разработанной клеточно-автоматной модели затвердевания с учетом фазового перехода. Было принято, что внешняя поверхность трубы из коррозионно-стойкой стали 08X18H10T обрабатывается ППР. В соответствии с технологией для создания ППР применяется кольцевой электрод-инструмент, который равномерно распыляет электролит на внешнюю поверхность в виде кольца с 25 отверстиями, каждое отверстие создает ламинарный поток электролита, после подачи напряжения горит устойчивый пароплазменный разряд, образуя замкнутое кольцо плазмы на внешней поверхности трубы. Для удобства расчета, были введены упрощения, связанные с рассмотрением одного точечного источника, который соответствует одной струе (см. рис. 1). В ходе обработки пароплазменный разряд движется вдоль направления сканирования поверхности трубы, при этом в зоне действия разряда происходит бомбардировка поверхности ионами и электронами. Температура бомбардируемой поверхности повышается, и в зависимости от мощности разряда, химического состава обрабатываемого изделия происходит модификация поверхности с оплавлением или без оплавления [13].

При моделировании модификации поверхности использовались следующие параметры пароплазменного разряда и электрод-инструмента: разряд горит при напряжении $U = 800 \dots 2500 \text{ В}$, плотности тока разряда $j = 0,29 \dots 0,13 \text{ А/мм}^2$, длине струи электролита $L = 8 \text{ мм}$, диаметре струи электролита $d = 2,2 \text{ мм}$, расход электролита $Q = 2,5 \text{ мл/с}$, температура электролита $T_{эл} = 293 - 333 \text{ К}$, электролит $(\text{NH}_4)_2\text{SO}_4$ 20 г/л , атмосферное давление. Скорость сканирования поверхности трубы пароплазменным разрядом варьировалась в диапазоне $v = 0,1 - 5 \text{ мм/с}$. Образец трубы выполнен из коррозионностойкой аустенитной стали 08X18H10T.

При программной реализации модификации поверхности трубы выполнен расчет для трехмерной модели с параметрами образца: длина $0,5 \text{ м}$; диаметр 16 мм , толщина стенки $1,5 \text{ мм}$; теплофизические параметры коррозионностойкой аустенитной стали 08X18H10T плотность 7900 кг/м^3 ; температураковки $1220 - 900^\circ\text{C}$ (начало-конец); температура плавления (солидус) – 1400°C ; коэффициент теплопроводности $16 - 18 \text{ Вт/(м}\cdot\text{C)}$; удельная теплоемкость $750 \text{ Дж/кг}\cdot\text{C}$; скрытая теплота фазового перехода 250 кДж/кг . Граничные условия: на боковых поверхностях тепловой поток равен нулю $\partial T / \partial n = 0 \text{ Вт/м}^2$, на верхней и нижней поверхностях задано граничное условие конвективного теплообмена: коэффициент теплообмена – $\alpha = 150 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$ и излучения, коэффициент черноты $0,6$, температуры окружающей среды и объекта сканирования – 20°C .

Параметры клеточно-автоматной модели: шаг по x – $0,000303 \text{ м}$, по y – $0,000313 \text{ м}$. Шаг по z принят $0,0001 \text{ м}$ исходя из физических предпосылок, поскольку интересует глубина проплавления (прогрева) при сканировании поверхности пароплазменным разрядом; расчетное время зависит от скорости сканирования, шаг по времени $0,00003 \text{ с}$ определен из критерия устойчивости клеточно-автоматного алгоритма для термодинамической модели.

На рисунках 2 и 3 приведено температурное поле процесса обработки внешней поверхности коррозионностойкой трубы из стали 08X18H10T размером $\text{Ш16}\times 1,5 \text{ мм}$ струйным пароплазменным разрядом в виде точечного источника. Температурное поле представлено в виде цветовой карты на которой темно синему цвету соответствует температура 273 К , желто-оранжевому $873 \text{ К} - 1273 \text{ К}$.

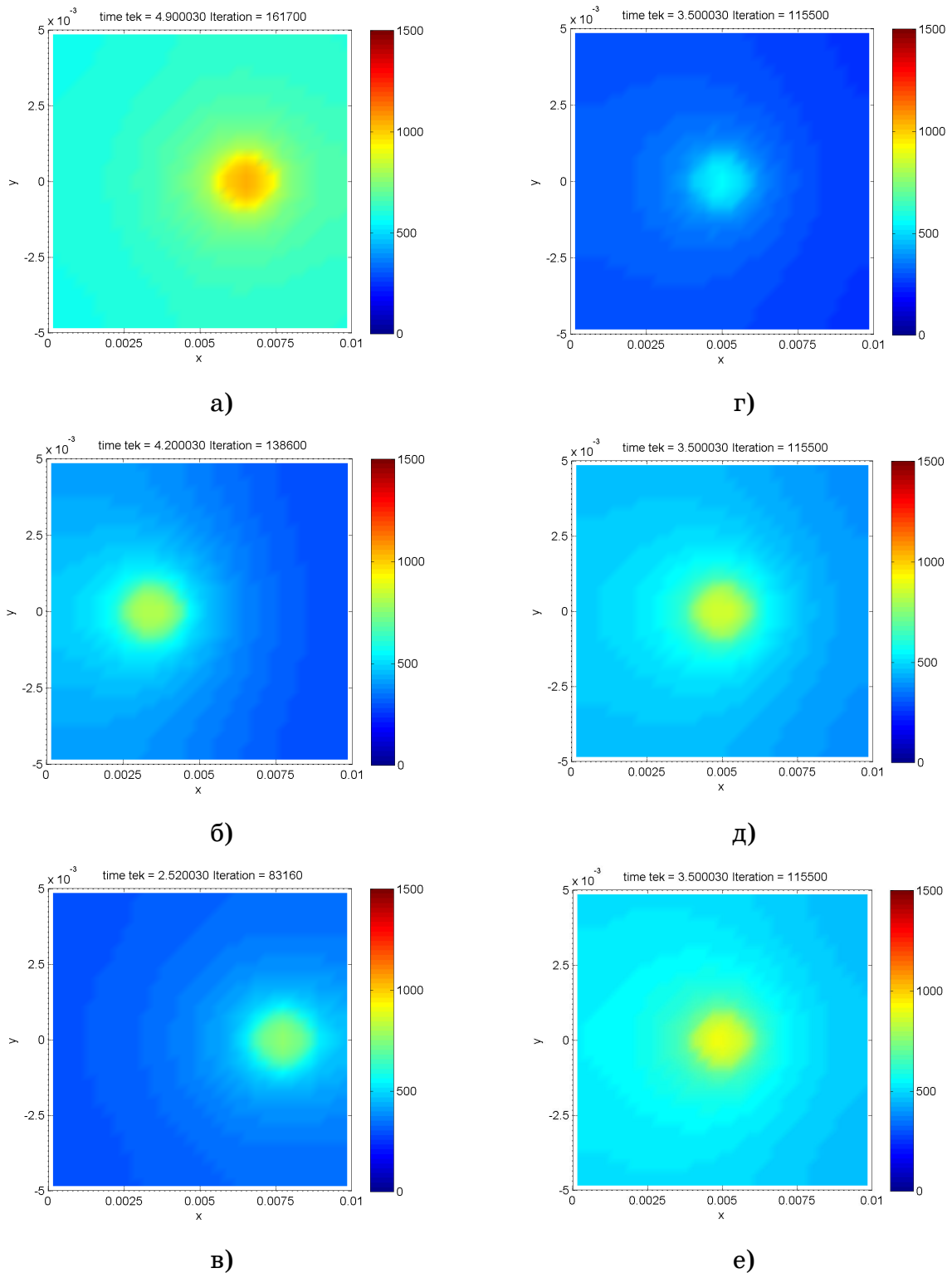


Рис. 2. Визуалізація процесу обробки зовнішньої поверхні корозійностійкої труби из стали 08X18H10T размером Ш16Ч1,5 мм струйним пароплазменним разрядом в виде точечного источника. Температурное поле зоны обробки (вид сверху): при постійній потужності разряда 1500 Вт, швидкість руху джерела а) 0,5 мм/с; б) 1,0 мм/с; в) 2,5 мм/с; при постійній швидкості руху джерела 1,0 мм/с, потужність разряда г) 900 Вт; д) 1500 Вт; е) 1700 Вт

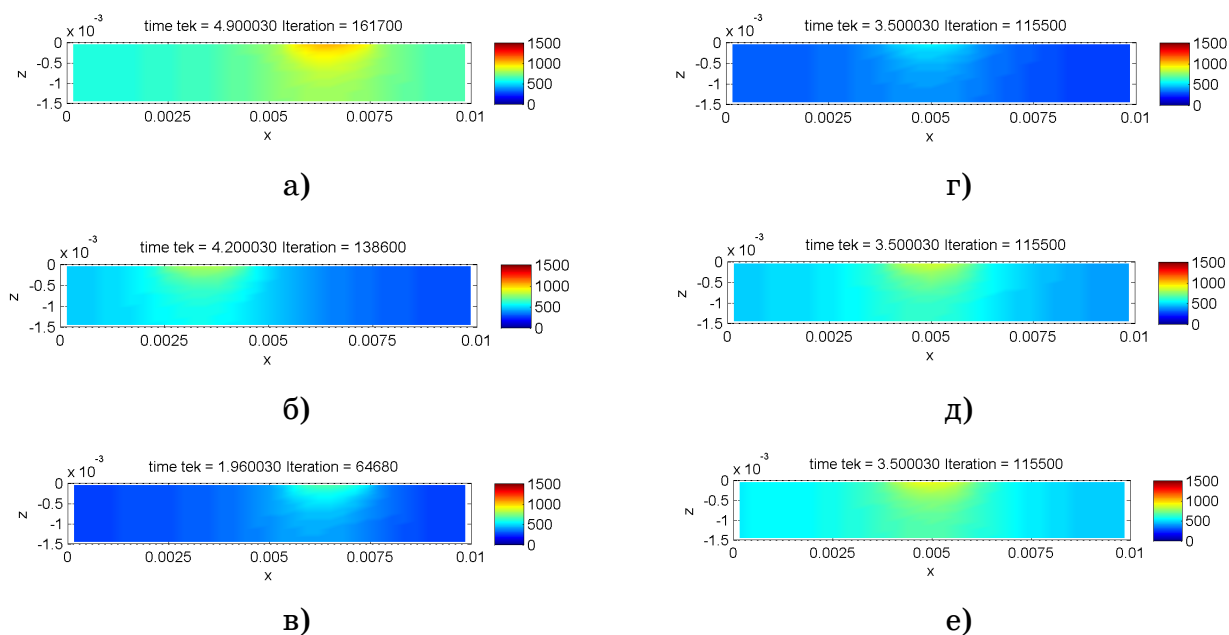


Рис. 3. Визуалізація процесу обробки зовнішньої поверхності корозійностійкої труби із сталі 08X18H10T розміром Ш16Ч1,5 мм струйним пароплазменним розрядом в вигляді точкового джерела. Температурне поле зони обробки (по сеченню стінки труби): при постійній потужності розряду 1500 Вт, швидкість руху джерела а) 0,5 мм/с; б) 1,0 мм/с; в) 2,5 мм/с; при постійній швидкості руху джерела 1,0 мм/с, потужність розряду г) 900 Вт; д) 1500 Вт; е) 1700 Вт

Выводы

В результате моделирования был установлен ряд закономерностей, которые заключаются в следующем:

1) При постоянной мощности разряда (см. рис 2 а,б,в) с увеличением скорости обработки от 0,5 мм/с до 2,5 мм/с, области нагретые выше определенной температуры (например, выше 600 К), уменьшаются по площади, а соответствующие изотермы суживаются в направлении, перпендикулярном фронту движения источника энергии, и сгущаются впереди разряда.

2) При постоянной скорости обработки пароплазменным разрядом (см. рис 2 г,д,е) установлено, что с увеличением мощности разряда от 900 Вт до 1700 Вт, области нагретые выше 500 К значительно увеличиваются по площади, причем их размеры растут не пропорционально увеличению мощности, а более интенсивно.

3) Влияние скорости обработки при постоянной мощности разряда на размеры температурного поля по сечению стінки труби (см. рис 3 а,б,в, показывает, что с увеличением скорости от 0,5 мм/с до 2,5 мм/с движения пароплазменного разряда, приводит к тому, что чем быстрее движется источник, тем меньше тепла распространяется впереди него, и тем быстрее убывает температура впереди источника. При этом, если источник будет двигаться чрезвычайно быстро, то практически все тепло будет распространяться позади него. Позади же источника температура

распределяется равномерно, и ее распространение не зависит от скорости. Степень вытянутости температурного поля определяется не абсолютной величиной скорости v , а сложным параметром v/a , выражающим отношение скорости v к коэффициенту температуропроводности a . Глубина обработки поверхности трубы пароплазменным разрядом определялась в центре действия разряда и составляет 10 мкм (см. рис. 3).

4) При термическом цикле скорость охлаждения, рассчитывают в зависимости от эффективной погонной энергии q/v (отношение мощности разряда к скорости его движения), формы и размеров обрабатываемой трубы, начальной температуры трубы. Чем больше эффективная погонная энергия q/v , тем ниже при прочих равных условиях скорость охлаждения (см. рис. 5, 7).

5) На рисунке 4 приведена зависимость скорости нагрева внешней поверхности трубы обрабатываемой пароплазменным разрядом от эффективной погонной энергии, при постоянной мощности разряда 1500 Вт, показано, что с увеличением скорости движения источника эффективная погонная энергия уменьшается, так же как и скорость нагрева. Было установлено, что при скорости движения пароплазменного разряда 0,1 мм/с, эффективная погонная энергия составляет 15 кДж/м, скорость нагрева – 2130 К/с. При скорости движения пароплазменного разряда 5,0 мм/с, эффективная погонная энергия составляет 0,3 кДж/м, а скорость нагрева – 778 К/с.

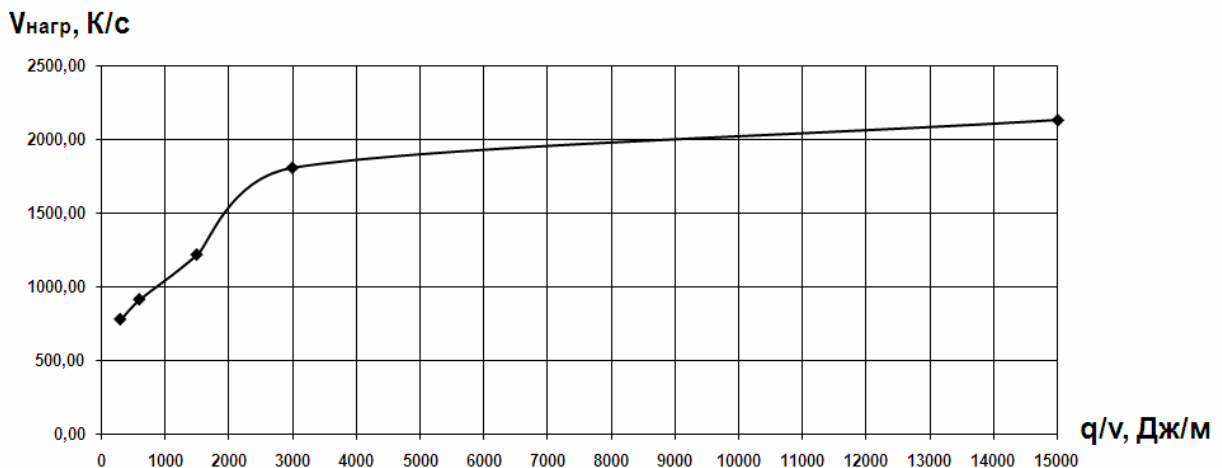


Рис. 4. Зависимость скорости нагрева внешней поверхности трубы обрабатываемой пароплазменным разрядом от эффективной погонной энергии, при постоянной мощности разряда 1500 Вт

6) На рисунке 5 приведена зависимость скорости охлаждения внешней поверхности трубы после обработки пароплазменным разрядом от эффективной погонной энергии, при постоянной мощности разряда 1500 Вт, показано, что с увеличением скорости движения источника эффективная погонная энергия уменьшается, а скорость охлаждения увеличивается.

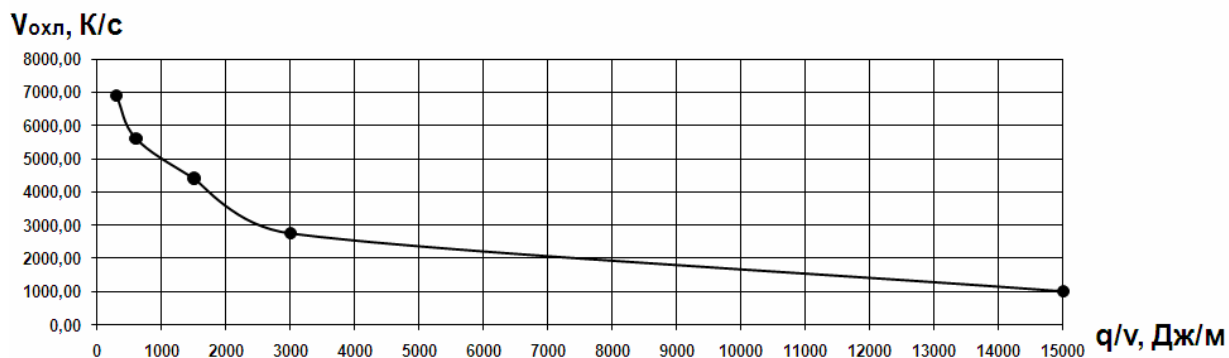


Рис. 5. Зависимость скорости охлаждения внешней поверхности трубы после обработки пароплазменным разрядом от эффективной погонной энергии, при постоянной мощности разряда 1500 Вт

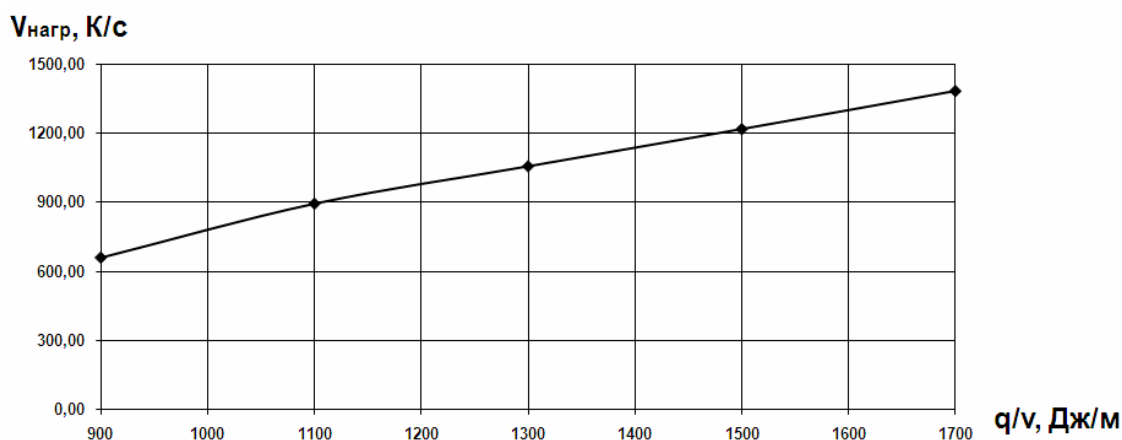


Рис. 6. Зависимость скорости нагрева внешней поверхности трубы обрабатываемой пароплазменным разрядом от эффективной погонной энергии, при постоянной скорости движения источника 1,0 мм/с

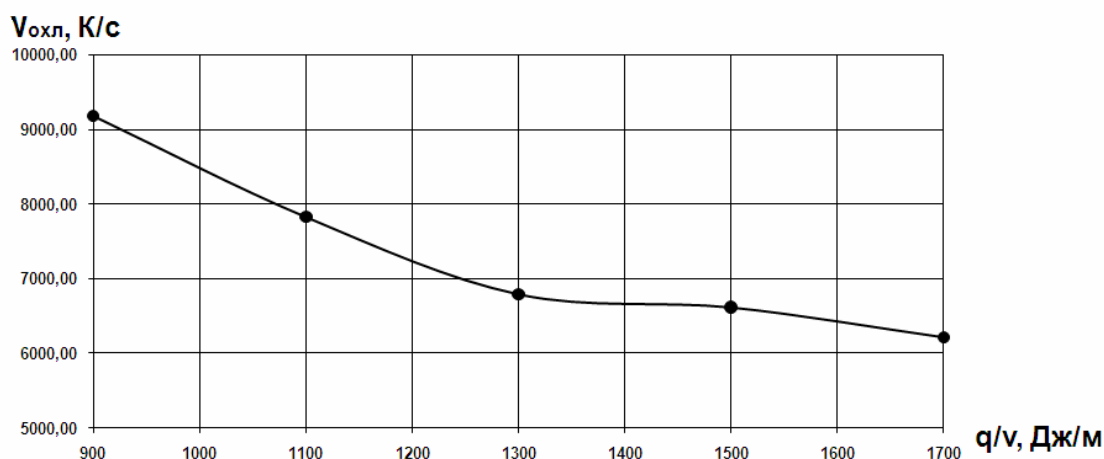


Рис. 7. Зависимость скорости охлаждения внешней поверхности трубы после обработки пароплазменным разрядом от эффективной погонной энергии, при постоянной скорости движения источника 1,0 мм/с

7) Расчет показал, что при скорости движения пароплазменного разряда 0,1 мм/с, эффективная погонная энергия составляет 15 кДж/м, скорость охлаждения – 1015 К/с. При скорости движения пароплазменного разряда 5,0 мм/с, эффективная погонная энергия составляет 0,3 кДж/м, скорость охлаждения – 6900 К/с.

8) На рисунке 6 приведена зависимость скорости нагрева внешней поверхности трубы обрабатываемой пароплазменным разрядом от эффективной погонной энергии, при постоянной скорости движения источника тепла 1,0 мм/с, показано что с увеличением мощности разряда от 900 Вт до 1700 Вт эффективная погонная энергия увеличивается, а также увеличивается скорость нагрева. При минимальной мощности разряда (для данного расчета) 900 Вт, эффективная погонная энергия составляет 0,9 кДж/м, скорость нагрева – 658 К/с. При максимальной мощности разряда (для данного расчета) 1700 Вт, эффективная погонная энергия составляет 1,7 кДж/м, скорость нагрева – 1383 К/с.

9) На рисунке 7 приведена зависимость скорости охлаждения внешней поверхности трубы после обработки пароплазменным разрядом от эффективной погонной энергии, при постоянной скорости движения источника тепла 1,0 мм/с, показано что с увеличением мощности разряда от 900 Вт до 1700 Вт эффективная погонная энергия увеличивается, а скорость охлаждения уменьшается. Так, при минимальной мощности разряда (для данного расчета) 900 Вт, эффективная погонная энергия составляет 0,9 кДж/м, скорость охлаждения – 9184 К/с. При максимальной мощности разряда (для данного расчета) 1700 Вт, эффективная погонная энергия составляет 1,7 кДж/м, скорость охлаждения равна – 6220 К/с.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сивухин Д. В. Общий курс физики. — М.: Наука, 1977. — Т. III. Электричество. — 688 с.
2. Гайсин А.Ф. Струйный многоканальный разряд с электролитическими электродами в процессах обработки твердых тел./ А.Ф. Гайсин, И.Ш. Абдуллин., Ф.М. Гайсин // Казань. Изд-во Казан. гос. техн. ун-та, 2006, 446 с
3. Диденко А.Н., Лигачев А.Е., Куракин И.Б. Воздействие пучков заряженных частиц на поверхность металлов и сплавов. – М.: Атомиздат, 1987.-234 с.
4. Пранявичус Л., Дудонис Ю. Модификация свойств твердых тел ионными пучками. – Вильнюс: Моклас, 1980. – 191 с.
5. Валяев А.Н., Погребняк А.Д., Плотников С.В. Радиационно-механические эффекты в твердых телах при облучении высокоинтенсивными импульсными электронными и ионными пучками. Алма-Ата: Гылым. - 1998 – 266 с.
6. Диденко А.Н., Лигачев А.Е., Куракин И.Б. Воздействие пучков заряженных частиц на поверхность металлов и сплавов. – М.: Атомиздат, 1987.-234 с.
7. Теория сварочных процессов. Учеб. для вузов. В.Н. Волченко, В.М. Ямпольский, В.А. Винокуров Под ред. В.В. Фролова. – М.: Высшая школа, 1988. – 559 с.

8. Свенчанский А.Д., Жердев И.Т., Кручинин А.М. Электрические промышленные печи: дуговые печи и установки специального нагрева. Учебник. / Под ред. А.Д. Свенчанского. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоиздат, 1981. – 296 с
9. Теория сварочных процессов. Багрянский К.В., Добротина З.А., Хренов К.К., Выща школа, 1976, 424с.
10. Б.М. Яворский, А.А. Детлаф Справочник по физике, для инженеров и студентов вузов. М.: Наука., 1971 – 940 с.
11. Тутык В.А. Очистка поверхности нержавеющей труб для энергетического машиностроения пароплазменным разрядом // Тутык В.А., Динник Ю.А., Сафьян П.П. // Теория и практика металлургии. – 2009. - №5-6 (72-73). – с. 71-74
12. Cserfalvi T, Mezei P. Fresenius // J. Anal. Chem. 1996. Vol. 355, P.813-819.
13. Григорьянц А.Г. Основы лазерной обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1989. – 304 с.

СОДЕРЖАНИЕ

<i>Syniakov R.V.</i> Computer-aided design system of technological steelmaking process	3
<i>Кирия Р.В.</i> Определение критерия эффективности функционирования систем подземного конвейерного транспорта угольных шахт.....	13
<i>Рахманов С.Р., Тополов В.Л., Поворотный В.В.</i> Исследование линии привода автоматического стана трубопрокатного агрегата с устройством для снижения динамических нагрузок.....	22
<i>Синегін Є.В., Бойченко Б.М., Герасименко В.Г., Молчанов Л.С.</i> Визначення методами математичного моделювання параметрів плавкого інокулятора при безперервному розливанні сталі низьковуглецевих марок	33
<i>Семененко В.П., Тарасов С.В.</i> Исследование напряжённо-деформированного состояния и устойчивости первоначальной формы решеток токоотводов в аккумуляторах–этергонакопителях	40
<i>Тогобицкая Д.Н., Бабаченко А.И., Козачёк А.С., Кононенко А.А., Головки Л.А.</i> Информационно-математическое обеспечение оценки влияния химического состава на свойства колесной стали.....	51
<i>Тогобицкая Д.Н., Белькова А.И., Степаненко Д.А., Скачко А.С.</i> Физико-химические критерии и модели для оценки влияния шихтовых и технологических условий на распределение элементов шихты между чугуном и шлаком	57
<i>Журба А.О.</i> Визначення порядку обертальної симетрії кристалічних та квазікристалічних матеріалів з використанням фрактального аналізу ..	63
<i>Пройдак Ю.С., Мяновская Я.В., Камкина Л.В.</i> Критериальные характеристики кинетики и массообмена при совместном восстановлении марганца и кремния.....	69
<i>Сафьян П.П. , Селиверстова Т.В., Тутык В.А.</i> Исследование процесса обработки внешней поверхности трубы струйным пароплазменным разрядом в виде точечного источника с помощью его клеточно-автоматной модели	74

АВТОРЫ ВЫПУСКА

Бабаченко Александр Иванович – к.т.н., заместитель директора, Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины.

Белькова Алла Ивановна – к.т.н., старший научный сотрудник отдела физико-химических проблем металлургических процессов, Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины.

Бойченко Борис Михайлович – д.т.н., Національна металургійна академія України, зав. кафедрою металургії сталі, доктор техн. наук.

Герасименко Віктор Григорович – к.т.н., Національна металургійна академія України, доцент кафедри металургії сталі, канд. техн. наук.

Головка Людмила Андреевна – к.х.н., научный сотрудник, отдела физико-химических проблем металлургических процессов, Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины.

Журба Анна Олексіївна – к.т.н., ассистент, кафедра Інформаційних технологій і систем, Національна металургійна академія України.

Кирия Руслан Виссарионович – к.т.н., ст. научн. сотрудник, Институт геотехнической механики им. Н.С. Полякова НАН Украины.

Камкина Людмила Владимировна – д.т.н., профессор, Національна металургійна академія України.

Козачёк Александра Сергеевна – младший научный сотрудник, отдела физико-химических проблем металлургических процессов, Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины.

Кононенко Анна Андреевна – к.т.н., младший научный сотрудник, отдел деформационно-термической обработки конструкционных сталей, Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины.

Молчанов Лавр Сергійович – ассистент, Національна металургійна академія України.

Мяновская Яна Валериевна – к.т.н., доцент, Національна металургійна академія України.

Поворотный Виктор Владимирович – аспирант, Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепропетровск.

Пройдак Юрий Сергеевич – д.т.н., профессор, Національна металургійна академія України.

Рахманов Сулейман Рахманович – к.т.н., доцент, Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепропетровск.

Сафьян Павел Павлович – младший научный сотрудник кафедры физики, Национальная металлургическая академия Украины.

Селиверстова Татяна Витальевна – к.т.н., доцент, кафедра Информационных технологий и систем, Национальная металлургическая академия Украины.

Семененко Владимир Петрович – к.т.н., с.н.с., ИТСТ «Трансмаг» НАНУ.

Синегін Євген Володимирович – аспірант, Національна металургійна академія України.

Синяков Руслан Валерьевич – к.т.н., с.н.с., докторант кафедры «Электрометаллургия», Донецкий национальный технический университет.

Скачко Александр Сергеевич – аспирант, Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины.

Степаненко Дмитрий Александрович – к.т.н., научный сотрудник отдела физико-химических проблем металлургических процессов, Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины.

Тарасов Сергей Васильевич – к.т.н., ИТСТ «Трансмаг» НАНУ.

Тогобицкая Дарья Николаевна – д.т.н., профессор, заведующий отделом физико-химических проблем металлургических процессов, Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины.

Тополов Василий Леонидович – ст. препод., Национальная металлургическая академия Украины, г. Никополь.

Тутык Валерий Анатольевич – д.т.н., профессор, кафедра Физики, Национальная металлургическая академия Украины.