

НАУКА и ТЕХНИКА

**Международный
научно-технический журнал**



**Science
and Technique** V. 17, No 3
(2018)

**International
Scientific and Technical Journal**

Серия 1. Машиностроение

Series 1. Mechanical Engineering

Издается с января 2002 года
Периодичность издания – один раз в два месяца

Published from January 2002
Publication frequency – bimonthly

Учредитель
Белорусский национальный
технический университет

Founder
Belarusian National
Technical University

Журнал включен в базы данных:

Web of Science Core Collection (ESCI), EBSCO, DOAJ, WorldCat,
OpenAIRE, Google Scholar, РИНЦ, ЭБС «Лань», НЭБ «КиберЛенинка», Соционет

The Journal is included in the following databases:

Web of Science Core Collection (ESCI), EBSCO, DOAJ, WorldCat,
OpenAIRE, Google Scholar, RISC, Lan, CyberLeninka, Socionet

СОДЕРЖАНИЕ

Машиностроение

- Kalinichenko A. S., Krivosheyev Yu. K.,
Meshkova V. V., Devoino O. G.**
Calculation of Particle Flow Temperature
during Plasma Spraying of Mixture Consisting
of Self-Fluxing Powder and Ceramics
(Калиниченко А. С., Кривошеев, Ю. К.,
Мешкова В. В., Девойно О. Г.)
Расчет температуры потока частиц
при плазменном напылении смеси
самофлюсующегося порошка и керамики) 177
- Оковитый В. А., Пантелеенко Ф. И.,
Асташинский В. М., Оковитый В. В.**
Технологические особенности формирования
плазменных порошковых покрытий из керамики
с неравновесной структурой 183
- Киселев М. Г., Монич С. Г., Богдан П. С.,
Сидоров К. А.**
Физическое моделирование условий
взаимодействия обрабатываемого материала
с напылами металла, полученными
на гладкой поверхности штрипсы в результате
ее электроэрозионного модифицирования 190

CONTENTS

Mechanical Engineering

- Kalinichenko A. S., Krivosheyev Yu. K.,
Meshkova V. V., Devoino O. G.**
Calculation of Particle Flow Temperature
during Plasma Spraying of Mixture Consisting
of Self-Fluxing Powder and Ceramics 177
- Okovity V. A., Panteleenko F. I.,
Astashinsky V. M., Okovity V. V.**
Technological Specific Features on Formation
of Plasma Powder Coatings from Ceramics
with Non-Equilibrium Structure 183
- Kiselev M. G., Monich S. G., Bohdan P. S.,
Sidorov K. A.**
Physical Modeling of Conditions
on Interaction of Processed Material
with Metal Deposits Obtained
on Smooth Surface of Strips
due to its Electro-Erosion Modification 190

Качанов И. В., Шаталов И. М., Рубченя А. А. Моделирование процесса скоростного выдавливания биметаллических резцов для дорожных машин в среде программы DEFORM-3D	198
Козерук А. С., Мальпика Д. Л., Филонова М. И., Шамкалович В. И., Диас Гонсалес Р. О. Математическое моделирование рабочей зоны технологического оборудования для двусторонней обработки линз	204
Алексеев Ю. Г., Королёв А. Ю., Нисс В. С., Паршутто А. Э., Будницкий А. С. Электролитно-плазменное полирование титановых и ниобиевых сплавов	211
Луговой В. П., Пронкевич С. А., Луговой И. В., Довнар С. С. Компьютерное моделирование и анализ колебаний кольцевого концентратора ультразвуковой системы	220
Даньков А. М. Планетарная плавнорегулируемая передача с силовым замыканием сателлита и центрального зубчатого колеса: от идеи к конструкции	228
Глебов А. В. Технологические особенности освоения месторождений твердых полезных ископаемых с использованием шарнирно-сочлененных самосвалов	238
Капский Д. В., Шуть В. Н., Пегин П. А. Графовая модель конфликтного взаимодействия транспортных средств на различных перекрестках	246
Селюков Д. Д., Вишняков Н. В. Влияние вертикальной кривой на безопасность движения по автомобильной дороге	255

Kachanov I. V., Shatalov I. M., Roubchenya A. A. Modeling of High-Speed Extrusion Process for Bimetal Milling Picks of Road Milling Machines in DEFORM-3D Software Environment	198
Kozeruk A. S., Malpica Y. L., Filonova M. I., Shamkalovich V. I., Dias Gonzalez R. O. Mathematical Modeling of Operational Zone for Technological Equipment Used for Double-Sided Processing of Lenses.	204
Aliakseyeu Yu. G., Korolyov A. Yu., Niss V. S., Parshuto A. E., Budnitskiy A. S. Electrolyte-Plasma Polishing of Titanium and Niobium Alloys	211
Lugovoi V. P., Pronkevich S. A., Lugovoi I. V., Dovnar S. S. Computer Modeling and Analysis of Vibrations in Annular Concentrator of Ultrasonic System	220
Dankov A. M. Planetary Continuously Adjustable Gear Train with Force Closure of Planet Gear and Central Gear: from Idea to Design	228
Glebov A. V. Technological Peculiar Features in Deposit Opening of Solid Minerals While Using Articulated Dump Trucks.	238
Kapskiy D. V., Shutst V. N., Pegin P. A. Graph Model of Vehicle Conflict Interaction at Various Crossroads	246
Selyukov D. D., Vishnyakov N. V. Influence of Vertical Curve on Highway Traffic Safety	255

Главный редактор
Борис Михайлович Хрусталеv

Редакционная коллегия

- В. В. БАБИЦКИЙ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),*
В. Г. БАШТОВОЙ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
А. В. БЕЛЫЙ (Физико-технический институт Национальной академии наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь),
В. П. БОЙКОВ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
С. В. БОСАКОВ (Республиканское унитарное предприятие по строительству «Институт БелНИИС», Минск, Республика Беларусь),
Ю. В. ВАСИЛЕВИЧ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),

Editor-in-Chief
Boris M. Khroustalev

Editorial Board

- V. V. BABITSKY (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),*
V. G. BASHTOVOI (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
A. V. BYELI (Physical-Technical Institute of National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus),
V. P. BOYKOV (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
S. V. BOSAKOV (Republican Unitary Scientific-Research Enterprise for Construction "Institute BelNIIS", Minsk, Republic of Belarus),
Yu. V. VASILEVICH (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),

О. Г. ДЕВОЙНО (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
 К. В. ДОБРЕГО (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
 П. И. ДЯЧЕК (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
 М. З. ЗГУРОВСКИЙ (Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт», Киев, Украина),
 Р. Б. ИВУТЬ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
 А. С. КАЛИНИЧЕНКО (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь) (заместитель главного редактора),
 М. Г. КИСЕЛЕВ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
 Я. Н. КОВАЛЕВ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
 В. В. КОЗЛОВСКИЙ (Минский филиал федерального государственного бюджетного образовательного учреждения высшего профессионального образования «Российский экономический университет имени Г. В. Плеханова», Минск, Республика Беларусь),
 В. М. КОНСТАНТИНОВ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
 Н. В. КУЛЕШОВ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
 С. Н. ЛЕОНОВИЧ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
 С. А. МАСКЕВИЧ (Международный государственный экологический институт имени А. Д. Сахарова Белорусского государственного университета, Минск, Республика Беларусь),
 Э. И. МИХНЕВИЧ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
 НГУЕН ТХУ НГА (Научный энергетический институт Вьетнамской академии наук и технологий, Ханой, Социалистическая Республика Вьетнам),
 М. ОПЕЛЯК (Технический университет «Люблинская политехника», Люблин, Республика Польша),
 О. Г. ПЕНЯЗЬКОВ (Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова НАН Беларуси, Минск, Республика Беларусь),

O. G. DEVOINO (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
 K. V. DOBREGO (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
 P. I. DYACHEK (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
 M. Z. ZGUROVSKY (National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute", Kiev, Ukraine),
 R. B. IVUT (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
 A. S. KALINICHENKO (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus) (Deputy Editor-in-Chief),
 M. G. KISELEV (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
 Ya. N. KOVALEV (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
 V. V. KOZLOVSKIY (Minsk Branch of Plekhanov Russian University of Economics, Minsk, Republic of Belarus),
 V. M. KONSTANTINOV (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
 N. V. KULESHOV (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
 S. N. LEONOVICH (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
 S. A. MASKEVICH (International Sakharov Environmental Institute of Belarusian State University, Minsk, Republic of Belarus),
 E. I. MIHNEVICH (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
 NGUYEN THU NGA (Institute of Energy Science of the Vietnam Academy of Science and Technology, Hanoi, Republic of Vietnam),
 M. OPELYAK (Lublin University of Technology "Politechnika Lubelska", Lublin, Republic of Poland),
 O. G. PENYAZKOV (A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus),

Г. А. ПОТАЕВ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
О. П. РЕУТ (Филиал БНТУ «Институт повышения квалификации и переподготовки кадров по новым направлениям развития техники, технологии и экономики», Минск, Республика Беларусь),
Ф. А. РОМАНИУК (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
И. И. СЕРГЕЙ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
В. Л. СОЛОМАХО (Республиканский институт инновационных технологий Белорусского национального технического университета, Минск, Республика Беларусь),
С. А. ЧИЖИК (Национальная академия наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь),
А. Н. ЧИЧКО (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
В. К. ШЕЛЕГ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
Й. ЭБЕРХАРДШТАЙНЕР (Венский технический университет, Вена, Австрия),
Б. А. ЯКИМОВИЧ (Ижевский государственный технический университет имени М. Т. Калашникова, Ижевск, Российская Федерация)

G. A. POTAEV (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
O. P. REUT (Branch of the BNTU "Institute of Advanced Training and Retraining for New Areas of Engineering, Technology and Economy", Minsk, Republic of Belarus),
F. A. ROMANIUK (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
I. I. SERGEY (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
V. L. SOLOMAKHO (Republic Institute of Innovative Technologies of the Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
S. A. CHIZHIK (The National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus),
A. N. CHICHKO (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
V. K. SHELEG (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
J. EBERHARDSTEINER (Vienna University of Technology, Vienna, Austria),
B. A. YAKIMOVICH (M. T. Kalashnikov Izhevsk State Technical University, Izhevsk, Russian Federation)

Ответственный секретарь редакции

В. Н. Гурьянчик

Адрес редакции

Белорусский национальный технический университет
пр. Независимости, 65, корп. 2, комн. 327
220013, г. Минск, Республика Беларусь

Тел. +375 17 292-65-14

E-mail: sat@bntu.by
<http://sat.bntu.by>

Executive Secretary of Editorial Staff

V. N. Guryanchyk

Address

Belarusian National Technical University
Nezavisimosty Avenue, 65, Building 2, Room 327
220013, Minsk, Republic of Belarus

Tel. +375 17 292-65-14

E-mail: sat@bntu.by
<http://sat.bntu.by>

Перерегистрировано в Министерстве информации Республики Беларусь 19 декабря 2011 г.
Регистрационный номер 285

С 2002 г. издание выходило под названием «Вестник БНТУ»

ISSN 2227-1031. Подписные индексы 00662, 006622

Подписано в печать 21.05.2018. Формат бумаги 60×84 1/8. Бумага мелованная. Печать цифровая.
Усл. печ. л. . Уч.-изд. л. . Тираж 100 экз. Дата выхода в свет . Заказ № .

Отпечатано в БНТУ. Лицензия ЛП № 02330/74 от 03.03.2014.
220013, г. Минск, пр. Независимости, 65.

© Белорусский национальный технический университет, 2018

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-177-182>

UDC 621.791

Calculation of Particles Flow Temperature during Plasma Spraying of Mixture Consisting of Self-Fluxing Powder and Ceramics

A. S. Kalinichenko¹⁾, Yu. K. Krivosheyev¹⁾, V. V. Meshkova¹⁾, O. G. Devoino¹⁾

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Abstract. Plasma spraying is one of the most effective methods allowing both to restore worn surfaces of parts and create wear-resistant coatings on new parts aiming the increase of their service life. Properties of the produced coatings depend on number of parameters, such as a plasma temperature, a chemical and fractional composition of the sprayed mixture, a distance from a plasma torch to the surface of a part, etc. Mathematical modeling of the process can significantly reduce the cost of processing of technological modes and is widely used at present for a calculation of technological parameters. The paper is devoted to mathematical simulation aiming to determine an effect of the injected ceramics content on the change in a temperature of a particles flow, as well as finding the modes in which the particles of high-temperature ceramics will be in the liquid state when they are deposited on the surface of a product. A mathematical model of particles heating in plasma has been formulated and a system of equations has been compiled. The system of equations has been solved numerically in Mathcad by a standard procedure using the Rkadapt function. Calculations have been carried out for a volume concentration of Al₂O₃ ceramics in a mixture from 5 to 50 % and for a plasma temperature at the exit from the plasma torch in the range from 6000 to 10000 K. Calculations have shown that the concentration of ceramics does not significantly affect the temperature of a mixture. The temperature of the particles depends to a large extent on the temperature of the plasma and the diameter of particles. It has been determined that for the entire range of calculated values the temperature of the self-fluxing powder in contact with the substrate exceeds a melting point. Fractional particle size has a strong effect on the temperature of particles at the moment of contact with the substrate. The dependences of a temperature of the ceramic phase on the particle size at different concentrations and plasma temperature have been determined. Analysis of the coatings microstructures has shown a good correlation with the results of the calculation.

Keywords: plasma spraying, ceramic phase, mathematical modeling, temperature of particles, microstructure

For citation: Kalinichenko A. S., Krivosheyev Yu. K., Meshkova V. V., Devoino O. G. (2018) Calculation of Particles Flow Temperature during Plasma Spraying of Mixture Consisting of Self-Fluxing Powder and Ceramics. *Science and Technique*. 17 (3), 177–182. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-177-182>

Расчет температуры потока частиц при плазменном напылении смеси самофлюсующегося порошка и керамики

Докт. техн. наук, проф. А. С. Калиниченко¹⁾, канд. физ.-мат. наук Ю. К. Кривошеев¹⁾,
инж. В. В. Мешкова¹⁾, докт. техн. наук, проф. О. Г. Девойно¹⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

Реферат. Плазменное напыление является одним из эффективных методов, позволяющих как восстанавливать изношенные поверхности деталей, так и создавать износостойкие покрытия на новых деталях с целью увеличения срока

Адрес для переписки

Калиниченко Александр Сергеевич
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 65,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 296-66-86
akalinichenko@bntu.by

Address for correspondence

Kalinichenko Alexander S.
Belarusian National Technical University
65 Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 296-66-86
akalinichenko@bntu.by

их службы. Свойства создаваемых покрытий зависят от ряда параметров, таких как температура плазмы, химический и фракционный составы напыляемой смеси, расстояние от плазматрона до поверхности и др. Математическое моделирование процесса позволяет значительно снизить стоимость отработки технологических режимов и широко используется в настоящее время для расчета технологических параметров. В настоящей работе была поставлена цель проведения математического моделирования для определения влияния содержания вводимой керамики на изменение температуры потока частиц, а также нахождения режима, при котором частицы высокотемпературной керамики будут в жидком состоянии при осаждении на поверхность изделия. Сформулирована математическая модель нагрева частиц в плазме и составлена система уравнений, которая решалась численно в пакете MathCad стандартной процедурой с использованием функции Rkadapt. Расчеты проводились для объемной концентрации керамики Al_2O_3 в смеси от 5 до 50 % и для температуры плазмы на выходе из плазматрона в интервале от 6000 до 10000 К. Вычисления показали, что концентрация керамики не влияет значительно на температуру смеси. Температура частиц в большей мере зависит от температуры плазмы. Определено, что для всего диапазона расчетных величин температура самофлюсующегося порошка при контакте с подложкой превышает температуру плавления. Фракционный размер частиц оказывает сильное влияние на температуру частиц в момент соприкосновения с подложкой. Определены зависимости температуры керамической фазы от размера частиц при различных концентрациях и температуре плазмы. Анализ микроструктур покрытий показал хорошую корреляцию с результатами расчета.

Ключевые слова: плазменное напыление, керамическая фаза, математическое моделирование, температура частиц, микроструктура

Для цитирования: Расчет температуры потока частиц при плазменном напылении смеси самофлюсующегося порошка и керамики / А. С. Калиниченко [и др.] // *Наука и техника*. 2018. Т. 17. № 3. С. 177–182. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-177-182>

Increasing the wear resistance of working surfaces is an important scientific and practical task for surface engineering. One of the methods of the wear resistance increase of steel surfaces is plasma spraying of self-fluxing Nickel-chromium-based powder [1]. From the point of view of reducing of the coating cost while maintaining its high wear resistance, the practical interest is the introduction into the sprayed mixture of ceramic powder based on aluminum oxide [2].

The properties of the coatings created depend on several parameters such as plasma temperature, chemical and fractional composition of the sprayed mixture, the distance from the plasma torch to the part's surface etc. Experimental determination of optimal regimes of plasma spraying process requires big expenditures of time and money, so mathematical modeling is widely used to save time and money.

Mathematical simulation and computer experiments can significantly reduce the cost of the processing technological modes and determine optimal spraying parameters. For example, the simulation of the main parameters of plasma arc burner: non-equilibrium thermodynamic and chemical models of plasma formation, energy transfer during plasma motion, boundary conditions, etc. was performed [3].

It is known from practice that the deformation of particles and their cooling significantly affects the adhesion of the deposited layer to the base and

the occurrence of stresses. The conducted computer simulation allowed determining the optimal temperature conditions for the formation of high-quality coatings [4].

Various programs are developed to simulate the plasma spraying process. Thus, in the work [5] the efficiency of the IPS Virtual Point program developed in Fraunhofer-Chalmers Centre for calculating the thickness of the plasma coating on parts for the automotive industry is considered. The possibility of application of this program for the analysis of the thickness of the layer deposited is shown.

A model for assessing the thickness non-uniformity of the layer deposited during plasma spraying is presented in [6]. On the basis of the developed model a theoretical study of the influence of process parameters on the cross-sectional character of the layer is carried out.

To estimate the influence of the modulation mode of the plasma torch electrical parameters on the plasma spraying process, a mathematical model was developed. This model allowed optimizing parameters of the plasma torch and the deposition process. Using the model it was possible to predict process parameters when a strong and continuous coating on the part surface with good adhesion was formed [7]. The problems of mathematical modeling of different stages of the plasma spraying process are considered in [8–10], first of all, the pro-

cess of formation of the structure and porosity of the coating.

Despite the large number of publications, mathematical simulations of plasma spraying process are of considerable interest, especially in relation to specific conditions, because there are no models that completely describe this process. For example, an important aspect is the analysis of changes in the temperature of the particles' flow in the presence of a ceramic phase, which is characterized by a high melting point.

So, to determine the influence of the volume fraction of ceramic powders in sprayed mixture on changes in the temperature of the particle flow it is advisable to carry out mathematical simulation that allows you to choose the optimal modes of plasma spraying without conducting a large number of experiments.

In this paper, the purpose of mathematical simulation was set to determine the effect of the content of the injected ceramics on the change in the temperature of the particles flow, as well as finding the modes in which the particles of high-temperature ceramics will be in the liquid state when deposited on the surface of the product. Taking into account the complexity of the mathematical description of the real plasma spraying process, we introduce a number of simplifications.

1. The particles are uniformly distributed over the volume of the flow and there is no density stratification during the flight.

2. A mixture of powders is injected into the plasma jet at the plasma torch slice.

3. There is no change in the trajectory of the plasma jet and powder material.

4. Plasma properties do not change when the temperature decreases.

The mixture of the sprayed material consists of a self-fluxing nickel-chromium powder and aluminum oxide powder Al_2O_3 . The diameter of the self-fluxing powders in the calculations adopted was equal to 100 μm and ceramic particles were in range from 25 to 100 μm . The distance from the plasma gun to the surface of part is 100 mm.

In the flow of plasma-forming gas (nitrogen), the speed of which is 47 m/s and the volume flow rate is 40 l/min, particles of self-fluxing Nickel-chromium powder are introduced with a mass flow rate of 5 kg/h. To improve the wear resistance, a ceramic powder based on aluminum oxide was

injected into the self-fluxing powder. Calculations were carried out for the volume concentration of Al_2O_3 ceramics in a mixture of 5 to 50 % and for the plasma temperature at the exit from the plasma torch in the range of 6000 to 10000 K.

Equations for the change of particles' temperature and gas one taking into account convective heat exchange have the following form:

$$m_1 c_1 u \frac{dT_1}{dy} = \alpha F (T_3 - T_1); \quad (1)$$

$$m_2 c_2 u \frac{dT_2}{dy} = \alpha F (T_3 - T_2); \quad (2)$$

$$M c_3 u \frac{dT_3}{dy} = \alpha F [n_1 (T_1 - T_3) + n_2 (T_2 - T_3)], \quad (3)$$

where m_1, m_2 – masses of particles; c_1, c_2 – specific heat capacity of materials; T_1, T_2 – temperature of particles; F – surface area of the particle; M, c_3, T_3 – mass flow, specific heat and temperature of the gas, correspondingly; α – coefficient of convective heat transfer; u – flow speed of gas and particles; y – distance from the nozzle exit of the plasma torch; n_1, n_2 – number of particles of self-fluxing alloy and ceramics that interact with the gas flow; subscripts 1, 2, 3 – devoted to self-fluxing powder, ceramic powder and gas, correspondingly.

The form of equations (1) and (2) is close to the equations given in [1]. Calculations for the particle velocity using the expressions given in [2] showed that the particle velocity does not differ from the gas flow velocity. The convective heat exchange coefficient α can be written as follows

$$\alpha = \frac{\lambda}{D} \text{Nu},$$

where λ – thermal conductivity of the gas; D – diameter of particles; Nu – Nusselt number that determines the convective heat exchange of the particle surface with the gas flow around it.

In the case of a spherical particle flow by a uniform gas stream with constant properties it is possible, as in [2], to use known dependence of the Ranz – Marshall

$$\text{Nu} = 2 + 0,6 \text{Re}^{0,5} \text{Pr}^{0,33}.$$

Equations (1)–(3) can be simplified by substituting the values of mass and surface area of particles:

$$\frac{dT_1}{dy} = \frac{6\alpha}{c_1^* u D_1} (T_3 - T_1);$$

$$\frac{dT_2}{dy} = \frac{6\alpha}{c_2^* u D_2} (T_3 - T_2);$$

$$\frac{dT_3}{dy} = \frac{6\alpha m}{c_3 u M \rho_1} \left[\frac{1-x}{D_1} (T_1 - T_3) + \frac{x}{D_2} (T_2 - T_3) \right].$$

The resulting system of equations was solved numerically in the MathCad package by a standard procedure using Rkadapt function – the solution of a system of ordinary differential equations by Runge – Kutt method with automatic step selection.

In the case when the replacement of self-fluxing powder with ceramic one is carried out by volume fractions, the mass of the material introduced into the flow is decreased, since the density of the main component (self-fluxing alloy) is more than twice the density of ceramics. It is worth to note that the volume specific heat capacities (product of density and specific mass heat capacity) differ slightly, as:

$$\rho_1 c_1 = c_1^* = 4,8332 \text{ kJ}/(\text{m}^3 \cdot \text{K});$$

$$\rho_2 c_2 = c_2^* = 4,7697 \text{ kJ}/(\text{m}^3 \cdot \text{K}).$$

That is, the difference in the products of density and heat capacity does not exceed 1.5 %. Therefore, the content of ceramics in the mixture, as shown by calculations, does not significantly affect the nature of the temperature distribution and its values (fig. 1). By increasing the volume content of ceramics in the mixture from 5 to 50 %, the temperature of aluminum oxide particles decreases only by 50–60 °C, that is, by 2.3–3.0 %. More significantly the temperature of the particles depends on the temperature of the plasma.

Analysis of calculation results (fig. 1) indicates that when the plasma temperature increases from 7000 to 10000 K, the temperature of the ceramic particles increases by about 800 degrees. At the size of ceramic particles of 100 microns, they reach a melting point for plasma temperature

not lower than 7400 K at a concentration of 5 % and 7700 K – for a concentration of 50 %.

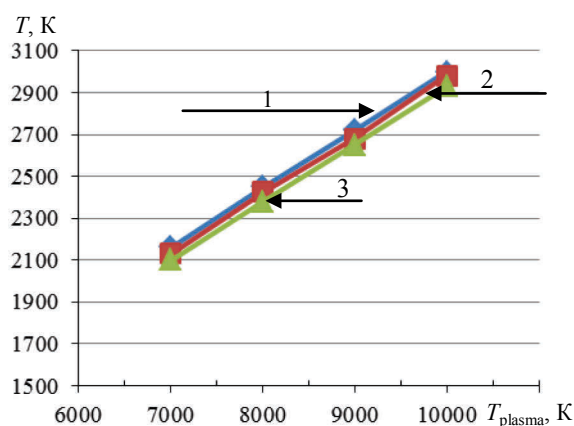


Fig. 1. Effect of plasma temperature on temperature of Al₂O₃ particles at the time of their contact with a sample surface for different volume content of ceramics in the mixture: 1 – 5 % of ceramics; 2 – 25 % of ceramics; 3 – 50 % of ceramics; particle diameter – 100 μm

Analysis of temperature change calculations at different distances from the plasma gun shows that a noticeable difference in the temperature of metallic and ceramic particles is observed at a distance of more than 5 cm from the outlet, when the temperature of the heated particles is higher by 10 degrees than the less heated ones. Temperature dependence of ceramic and self-flux particles is exponential (fig. 2). Moreover, for the entire range of calculated values, the temperature of the self-fluxing powder in contact with the substrate exceeds the melting point.

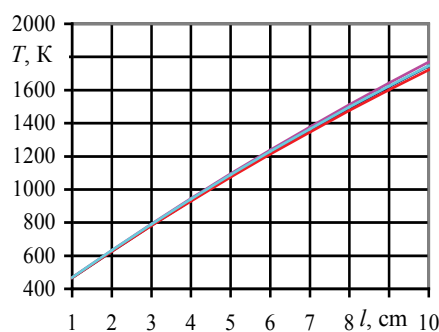


Fig. 2. Calculated temperature change in mixture components from the moment of entering into plasma to the contact with the substrate for particles of 100 microns in size and plasma temperature of 6500 K

Analysis of the calculation results shows that the average volumetric flow temperature decreases

by about 15 degrees with an increase in the proportion of ceramic particles from 5 to 25 vol. %. The consequence of the decrease in the flow temperature can be deterioration in the adhesion of the developed layer to the substrate, as well as a weaker relationship between the particles of Nickel-chromium alloy and aluminum oxide.

Particle size has a strong effect on the temperature of the particles at the moment of contact with the substrate (fig. 3). For $T_{\text{plasma}} = 7000$ K and the content of ceramics in the mixture is equal to 25 % the melting temperature is reached by only particles with size less than 40 microns. When the plasma temperature rises to 9000 K, the melting point is reached by particles with a diameter equal to or less than 63 microns. Moreover, when the plasma temperature rises, the dependence curve has a flatter character (fig. 3).

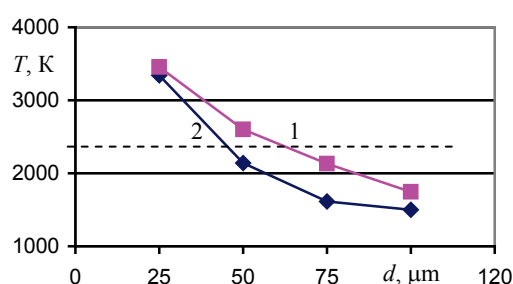


Fig. 3. Influence of ceramic particles size on their temperature at the moment of contact with the surface for volumetric content of ceramics 25 %; 1 – $T_{\text{plasma}} = 9000$ K; 2 – $T_{\text{plasma}} = 7000$ K (dashed line shows the temperature of ceramics melting point)

To check the adequacy of the calculation results some experiments were carried out on the coating formation made of Nickel-based alloy (system Ni–Fe–Cr–Si–B–C) containing oxide ceramics using the plasma spray installation UPU-3D with the plasma torch PP-25. The plasma temperature was 7500 K.

Optical and electron microscopy were used for microstructure analysis. The microstructure of the coating with the volume content of ceramics 20 and 33 % is shown in fig. 4.

Analysis of microstructures shows that at such plasma temperature not all ceramic particles have melted (fig. 4a), that confirms the calculation results. From fig. 3 it follows that at such plasma temperature the size of the ceramic particles for complete melting should not exceed 50 microns,

and in experiments the ceramics particles had diameter up to 63 microns. The increase in the volume content of ceramics leads to a decrease in the average temperature of the particle flow and, as a consequence, the presence of larger number of unmelted particles can be seen (fig. 4b).

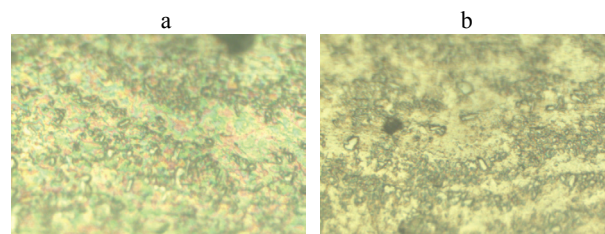


Fig. 4. Microstructure of plasma coatings with different content of ceramics: a – 20 %; b – 33 % ($\times 500$)

This is confirmed by SEM-microscopy as well. With the increase in ceramics concentration one can observe not only more non-uniform structure but also marks of tungsten particles (light particles in fig. 5b) confirmed by spectral analysis.

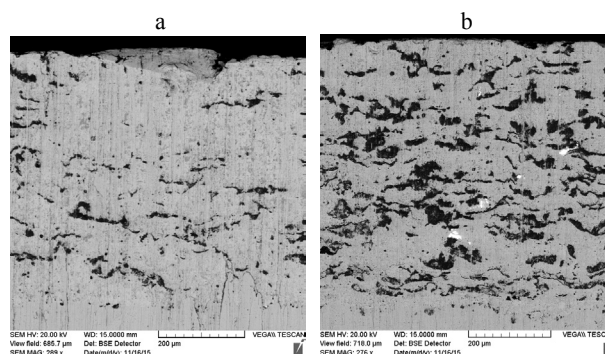


Fig. 5. SEM-microstructure of plasma coatings with different ceramics content: a – 15 %; b – 33 %

So, microstructural studies of deposited coatings are in good correlation with predicted temperature of particles establishing relations between some process parameters and particles temperature during deposition. Based on these results it is possible to estimate a formed coating structure which depends on temperature.

CONCLUSION

In the present work the mathematical simulations of temperature of the particles flow consisting of self-fluxing powder and oxide ceramics in plasma spraying process have been considered. It is determined that the plasma temperature and granulometric composition of ceramics are main factors for the formation of a high-quality coating.

REFERENCES

Published online: 29.05.2018

ЛИТЕРАТУРА

1. Nejat Y. S., Muharrem Y. (2008) Improvement of Wear Resistance of Wire Drawing Rolls with Cr–Ni–B–Si+WC Thermal Spraying Powders. *Surface and Coatings Technology*, 202 (13), 3136–3141. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2007.11.022>.
2. Kalinichenko A. S., Devoino O. G., Meshkova V. V. (2015) Influence of Oxide Ceramics Content on Structure and Properties of Nickel-Chrome Plasma Coatings. *Sovremennye Metody i Tekhnologii Sozdaniya i Obrabotki Materialov: Sb. Nauch. Trudov. Kn. 2. Tekhnologii i Oborudovanie Mekhanicheskoi i Fiziko-Tekhnicheskoi Obrabotki* [Modern Methods and Technologies for Development and Treatment of Materials: Collection of Research Papers. Book 2. Technologies and Equipment for Mechanical and Physical-Technical Treatment]. Minsk, Physical-Technical Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, 171–174 (in Russian).
3. Trelles J. P., Chazelas C., Vardelle A., Heberlein J. V. R. (2009) Arc Plasma Torch Modeling. *Journal of Thermal Spray Technology*, 18 (5–6), 728–752. <https://doi.org/10.1007/s11666-009-9342-14>.
4. Fukanuma H., Huang R., Tanaka Y., Uesugi Y. (2009) Mathematical Modeling and Numerical Simulation of Splat Cooling in Plasma Spray Coatings. *Journal of Thermal Spray Technology*, 18 (5–6), 965–974. <https://doi.org/10.1007/s11666-009-9366-6>.
5. Berce A. (2011) *Simulation of Thermal Spraying in IPS Virtual Paint*. Master's Thesis in Solid and Fluid Mechanics. Sweden, Goteborg. Available at: <http://publications.lib.chalmers.se/records/fulltext/152889.pdf>. (Accessed 6 September 2017).
6. Sadovoy A. (2014) *Modeling and Offline Simulation of Thermal Spray Coating Process for Gas Turbine Applications*. Available at: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/4042/1/Modeling%20and%20offline%20simulation%20of%20thermal%20spray%20coating%20process%20for%20gas%20turbine%20applications%20-%20201400617d%20final.pdf> (Accessed 6 September 2017).
7. Kadyrmetov A. M., Smolentsev E. V., Mal'tsev A. F., Sukhochev G. A. (2012) Modeling of Plasma Spraying Coating Process in the Mode of Plasma Arch Power Modulation Applied on Details of Transport Machines. *Nauchnyi Zhurnal KubGAU = Scientific Journal of KubSAU* [Kuban State Agrarian University], 84 (10), 1–10.
8. Mostaghimi J. (2007) Understanding Plasma Spray Coating: a Modeling Approach. *18th International Symposium on Plasma Chemistry. Kyoto, Japan, August 26–31, 2007*. Available at: <https://plas.ep2.rub.de/ispcdocs/ispc18/ispc18/content/slide00237.pdf>. (Accessed 6 September 2017).
9. Ivanov E. M. (1983) *Engineering Calculation of Thermal-Physical Processes during Plasma Spraying*. Saratov, Publishing House of Saratov University. 138 (in Russian).
10. Boronenko M. P., Gulyayev I. P., Seregin A. E. (2012) Model of Motion and Heating in Plasma Jet. *Vestnik Yugorskogo Gosudarstvennogo Universiteta = Yugra State University Bulletin*, 25 (2), 7–15 (in Russian).
1. Nejat Y. S. Improvement of Wear Resistance of Wire Drawing Rolls with Cr–Ni–B–Si+WC Thermal Spraying Powders / Y. S. Nejat, Y. Muharrem // *Surface & Coatings Technology*. 2008. Vol. 202, No 13. P. 3136–3141.
2. Калиниченко, А. С. Влияние содержания оксидной керамики на структуру и свойства никельхромовых плазменных покрытий / А. С. Калиниченко, О. Г. Девойно, В. В. Мешкова // *Современные методы и технологии создания и обработки материалов: сб. науч. тр.: в 3 кн. / редкол. С. А. Астапчик (гл. ред.) [и др.]. Минск: ФТИ НАН Беларуси, 2015. Кн. 2: Технологии и оборудование механической и физико-технической обработки. С. 171–174.*
3. Arc Plasma Torch Modeling / J. P. Trelles [et al.] // *Modeling. Journal of Thermal Spray Technology*. 2009. Vol. 18, No 5–6. P. 728–752. <https://doi.org/10.1007/s11666-009-9342-14>.
4. Mathematical Modeling and Numerical Simulation of Splat Cooling in Plasma Spray Coatings / H. Fukanuma [et al.] // *Journal of Thermal Spray Technology*. 2009. Vol. 18, No 5–6. P. 965–974. <https://doi.org/10.1007/s11666-009-9366-6>.
5. Berce, A. Simulation of Thermal Spraying in IPS Virtual Paint. Master's Thesis. Chalmers Reproservice [Electronic Resource] / A. Berce. Sweden, Goteborg, 2011. Mode of access: <http://publications.lib.chalmers.se/records/fulltext/152889.pdf>. Date of Access: 06.09.2017.
6. Sadovoy, A. Modeling and Offline Simulation of Thermal Spray Coating Process for Gas Turbine Applications [Electronic Resource] / A. Sadovoy. Darmstadt, 2014. Mode of access: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/4042/1/Modeling%20and%20offline%20simulation%20of%20thermal%20spray%20coating%20process%20for%20gas%20turbine%20applications%20-%20201400617d%20final.pdf>. Date of Access: 06.09.2017.
7. Моделирование процесса плазменного напыления покрытий на детали транспортных машин в режиме модуляции мощности дуги плазматрона / А. М. Кадырметов [и др.] // *Научный журнал КубГАУ*. 2012. Т. 84, № 10. С. 1–10.
8. Mostaghimi, J. Understanding Plasma Spray Coating: a Modeling Approach [Electronic Resource] / J. Mostaghimi // *18th International Symposium on Plasma Chemistry. Kyoto, Japan, August 26–31, 2007. Japan: Kyoto, 2007. Mode of Access: https://plas.ep2.rub.de/ispcdocs/ispc18/ispc18/content/slide00237.pdf*. Date of Access: 06.09.2017.
9. Иванов, Е. М. Инженерный расчет теплофизических процессов при плазменном напылении / Е. М. Иванов. Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1983. 138 с.
10. Бороненко, М. П. Модель движения и нагрева в плазменной струе / М. П. Бороненко, И. П. Гуляев, А. Е. Серегин // *Вестник Югорского гос. ун-та*. 2012. Т. 25, вып. 2. С. 7–15.

Поступила 29.01.2018

Подписана в печать 05.03.2018

Опубликована онлайн 29.05.2018

Received: 29.01.2018

Accepted: 05.03.2018

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-183-189>

УДК 621.793.71

Технологические особенности формирования плазменных порошковых покрытий из керамики с неравновесной структурой

Канд. техн. наук В. А. Оковитый¹⁾,
чл.-кор. НАН Беларуси, докт. техн. наук, проф. Ф. И. Пантелеенко¹⁾,
чл.-кор. НАН Беларуси, докт. физ.-мат. наук, проф. В. М. Асташинский²⁾,
инж. В. В. Оковитый¹⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь),

²⁾Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова НАН Беларуси (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. В статье представлены исследования влияния параметров плазменной струи (ток, дистанция напыления, расход плазмообразующего газа азота), фракционного состава исходного порошка на характеристики плазменных порошковых покрытий из керамики с неравновесной структурой. Проведена оптимизация параметров APS (плазменное напыление на воздухе) процесса для материалов NiAl, $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O--TiO}_2$ – 15 % ($\text{CaF}_2\text{--Ni}$) и FeCr30Mo3 – 12 % CaF_2 – 50 % TiC. Оптимизация параметров напыления проводилась на основании получения максимального коэффициента использования материала. Структура покрытий, их химический и фазовый составы оказывают определяющее влияние на физико-механические свойства покрытий, в частности на пористость, прочность сцепления и износостойкость. Формируемые на подложке в процессе напыления структура и состав покрытия зависят от энергетических характеристик процесса плазменного напыления, эффективности теплообменных процессов между дисперсной и газовой фазами высокотемпературной плазменной струи, а также от состава, структуры и свойств применяемых материалов. Таким образом, наблюдается стабильное распределение твердой оксидной фазы в объемах напыленных материалов и отсутствуют поверхностные зоны с дефицитом подобных включений, что положительно влияет на работоспособность исследуемых износостойких покрытий. При плазменном напылении порошков $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O--TiO}_2$ – 15 % ($\text{CaF}_2\text{--Ni}$) формируется покрытие с более высокой микротвердостью, по сравнению с порошками $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O--TiO}_2$ – 15 % ($\text{MoS}_2\text{--Ni}$), что обусловлено снижением пористости и повышением однородности покрытий. На плотность покрытий, характер распределения фаз, а также на прочностные характеристики (износостойкость и прочность сцепления) большое влияние оказывает зернистость покрытий.

Ключевые слова: плазменные порошковые покрытия, неравновесная структура, оптимизация процесса, коэффициент использования порошка, химический и фазовый составы

Для цитирования: Технологические особенности формирования плазменных порошковых покрытий из керамики с неравновесной структурой / В. А. Оковитый [и др.] // *Наука и техника*. 2018. Т. 17, № 3. С. 183–189. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-183-189>

Technological Specific Features on Formation of Plasma Powder Coatings from Ceramics with Non-Equilibrium Structure

V. A. Okovity¹⁾, F. I. Panteleenko¹⁾, V. M. Astashinsky²⁾, V. V. Okovity¹⁾

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus),

²⁾A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of NAS of Belarus (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The paper presents investigations on studying the influence of plasma jet parameters (current, sputtering distance, consumption of nitrogen plasma forming gas), fractional composition of an initial powder on characteristics of plasma powder

Адрес для переписки

Оковитый Вячеслав Александрович
Белорусский национальный технический университет
ул. Я. Коласа, 22,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 293-93-71
niil_svarka@bntu.by

Address for correspondence

Okovity Vjacheslav A.
Belarusian National Technical University
22 Ya. Kolasa str.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 293-93-71
niil_svarka@bntu.by

coatings from ceramics with a non-equilibrium structure. Optimization of APS parameters (plasma spraying in air) has been carried out for the following materials: NiAl, $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2$ – 15 % ($\text{CaF}_2\text{--Ni}$) and FeCr30Mo3 – 12 % CaF_2 – 50 % TiC. The optimization of sputtering parameters has been made on the basis of obtaining maximum coefficient of the material use. Structure of coatings, their chemical and phase compositions have a determining effect on physical and mechanical properties of the coatings, in particular, on porosity, adhesion strength and wear resistance. In its turn, a structure and a composition of the coating formed on the substrate depend on energy characteristics of the plasma sputtering process, an efficiency of heat exchange processes between dispersed and gas phases of high-temperature plasma jet, and also on a composition, a structure, and properties of the used materials. Thus, a stable distribution of a solid oxide phase has been observed in the volumes of sputtered materials and there are no surface zones with a deficiency of such inclusions that positively affects operability of the investigated wear-resistant coatings. While carrying out plasma deposition of $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2$ – 15 % ($\text{CaF}_2\text{--Ni}$) powders, a coating with a higher micro-hardness has been formed in comparison with $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2$ – 15 % ($\text{MoS}_2\text{--Ni}$) powders that is due to a decrease in porosity and an increase in uniformity of coatings. Graininess of the coatings exerts a significant influence on density of coatings, nature of phase distribution and strength characteristics (wear resistance and adhesion strength).

Keywords: plasma powder coatings, non-equilibrium structure, process optimization, powder utilization ratio, chemical and phase composition

For citation: Okovity V. A., Panteleenko F. I., Astashinsky V. M., Okovity V. V. (2018) Technological Specific Features on Formation of Plasma Powder Coatings from Ceramics with Non-Equilibrium Structure. *Science and Technique*. 17 (3), 183–189. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-183-189> (in Russian)

Введение

Основной характеристикой плазменных покрытий в большинстве случаев является прочность их сцепления с основой. Даже для покрытий, которые вообще не несут силовой нагрузки при эксплуатации изделия, а выполняют функции защиты поверхности от окисления и эрозии, их работоспособность с учетом случайного характера переменных нагрузок зависит от прочности сцепления [1–5].

В общем случае покрытие представляет собой многослойную систему, включающую металлический подслои и внешний керамический слой. Основная причина разрушения плазменных покрытий – термомеханические напряжения, возникающие вследствие рассогласования термического расширения металла основы и керамического слоя, а также неравномерности распределения температурного поля в покрытии. Термомеханические напряжения усугубляются действием остаточных напряжений, возникающих в покрытии при напылении, и ослабляются эффектами пластичности и ползучести, реализующимися в металлическом подслое [6–10].

Получение неравновесных состояний структур возможно при плазменном напылении покрытий с определенными технологическими параметрами, обеспечивающими сверхбыстрое охлаждение расплава частиц напыляемого материала. Необходимо отметить, что возможности и процессы получения таких структур при плазменном напылении покрытий изучены недостаточно. Это относится прежде всего к по-

крытиям из композиционных порошков на основе керамики. Учитывая актуальность проблемы, цель работы – исследование и разработка процесса формирования плазменных порошковых покрытий из оксидной керамики с неравновесной структурой. Для решения этой задачи были предусмотрены оптимизация процесса формирования плазменных порошковых покрытий из оксидной керамики с неравновесной структурой на основе $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2$ (твердой смазки) и исследование свойств напыленных при оптимальных режимах плазменных порошковых покрытий из оксидной и карбидной керамики с неравновесной структурой.

Оптимизация процесса формирования плазменных порошковых покрытий из керамики с неравновесной структурой

В процессе плазменного напыления действует большое число факторов, оказывающих влияние на свойства получаемых покрытий. Важнейшими из них, при прочих равных условиях, являются: расход плазмообразующего и транспортирующего газов, расход распыляемого порошка, ток электрической дуги (подводимая мощность), дистанция напыления, скорость перемещения подложки [11–14]. В качестве примера на рис. 1–8 представлены зависимости эффективности плазменного напыления при атмосферном давлении, характеризовать которые можно с помощью коэффициента использования распыляемого материала (порошка) КИП от перечисленных условий напыления. Проведена оптимизация параметров APS (плаз-

менное напыление на воздухе) процесса для материала подслоя NiAl, материалов керамики с неравновесной структурой $\text{FeCr30Mo3} + 12\% \text{CaF}_2 - 50\% \text{TiC}$ и $\text{Al}_2\text{O}_3 - \text{Cr}_2\text{O}_3 - \text{TiO}_2 - 15\% (\text{CaF}_2 - \text{Ni})$. Оптимизация параметров напыления проводилась на основании получения максимального коэффициента использования материала. На первом этапе для постоянных значений I и N_2 изменялась дистанция напыления. На втором – при постоянных значениях дистанции напыления и тока изменялись величины плазмообразующего газа N_2 . На третьем этапе при постоянных значениях дистанции напыления и расхода азота изменялась величина тока.

На оптимальных режимах для NiAl (расход плазмообразующего газа азота 48 л/мин, ток 350 А, дистанция напыления 100 мм, фракция порошка 40–63 мкм, расход порошка 4,5 кг/ч) получены покрытия с КИП 78 %. На оптимальных режимах для $\text{Al}_2\text{O}_3 - \text{Cr}_2\text{O}_3 - \text{TiO}_2 - 15\% (\text{CaF}_2 - \text{Ni})$ (расход плазмообразующего газа азота 50 л/мин, ток 550 А, дистанция напыления 110 мм, фракция порошка 40–63 мкм, расход порошка 4,0 кг/ч, относительная скорость перемещения подложки $v_n = 300$ мм/с) получены покрытия с КИП 65 %, а для $\text{FeCr30Mo3} + 12\% \text{CaF}_2 - 50\% \text{TiC}$ (расход плазмообразующего газа азота 55 л/мин, ток 550 А, дистанция напыления 130 мм, фракция порошка 40–63 мкм, расход порошка 4,5 кг/ч, относительная скорость перемещения подложки $v_n = 250$ мм/с) получены покрытия с КИП 60 %.

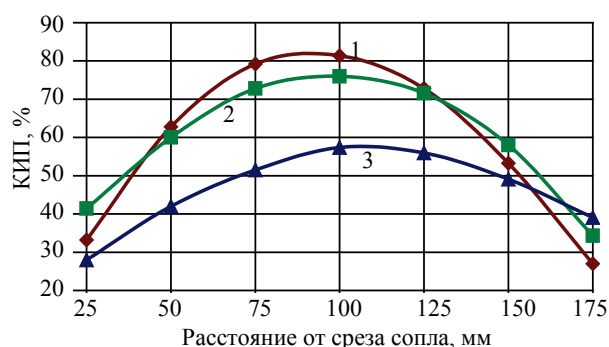


Рис. 1. Зависимость КИП от дистанции напыления L для порошков NiAl с фракцией: 1 – 40–63 мкм; 2 – 63–100 мкм; 3 – 100–160 мкм ($I = 300$ А; $R_N = 45$ л/мин; $R_{\text{пор}} = 4,5$ кг/ч)

Fig. 1. Dependence of material use coefficient on sputtering distance L for NiAl powders with fraction of: 1 – 40–63 μm ; 2 – 63–100 μm ; 3 – 100–160 μm ($I = 300$ А; $R_N = 45$ л/мин; $R_{\text{pore}} = 4.5$ kg/h)

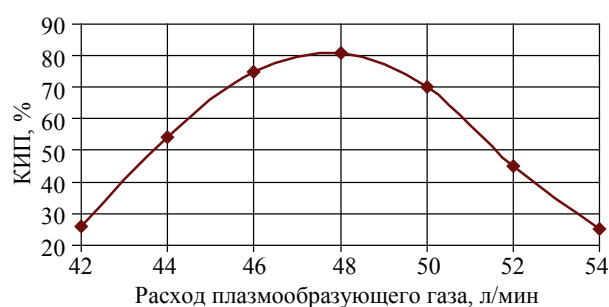


Рис. 2. Зависимость КИП от расхода плазмообразующего газа N_2 для порошков NiAl ($L = 100$ мм; $I = 500$ А; $R_{\text{пор}} = 4,5$ кг/ч; фракция 40–63 мкм)

Fig. 2. Dependence of material use coefficient on consumption of plasma-forming gas N_2 for NiAl powders ($L = 100$ мм; $I = 500$ А; $R_{\text{pore}} = 4.5$ kg/h; fraction 40–63 μm)

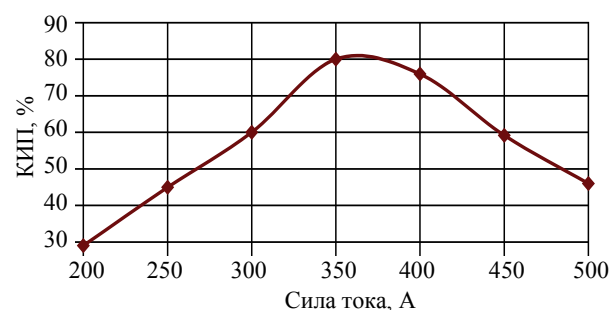


Рис. 3. Зависимость КИП от силы тока электрической дуги I для порошков NiAl ($L = 100$ мм; $R_N = 48$ л/мин; $R_{\text{пор}} = 4,5$ кг/ч; фракция 40–63 мкм)

Fig. 3. Dependence of material use coefficient on current strength of electric arc I for NiAl powders ($L = 100$ мм; $R_N = 48$ л/мин; $R_{\text{pore}} = 4.5$ kg/h; fraction 40–63 μm)

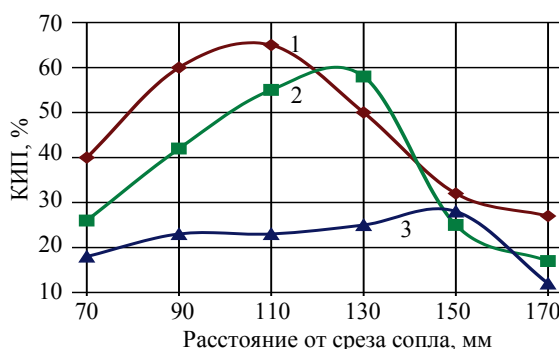


Рис. 4. Зависимость КИП от дистанции напыления L для порошков: $\text{Al}_2\text{O}_3 - \text{Cr}_2\text{O}_3 - \text{TiO}_2 - 15\% (\text{CaF}_2 - \text{Ni})$ (1 – с фракцией 40–63 мкм; 3 – с фракцией 100–160 мкм) и $\text{FeCr30Mo3} + 12\% \text{CaF}_2 - 50\% \text{TiC}$ (2 – с фракцией 40–63 мкм) ($I = 500$ А; $R_N = 45$ л/мин; $R_{\text{пор}} = 4,5$ кг/ч)

Fig. 4. Dependence of material use coefficient on sputtering distance L for powders: $\text{Al}_2\text{O}_3 - \text{Cr}_2\text{O}_3 - \text{TiO}_2 - 15\% (\text{CaF}_2 - \text{Ni})$ (1 – with fraction of 40–63 μm ; 3 – with fraction of 100–160 μm) and $\text{FeCr30Mo3} + 12\% \text{CaF}_2 - 50\% \text{TiC}$ (2 – with fraction 40–63 μm) ($I = 500$ А; $R_N = 45$ л/мин; $R_{\text{pore}} = 4.5$ kg/h)

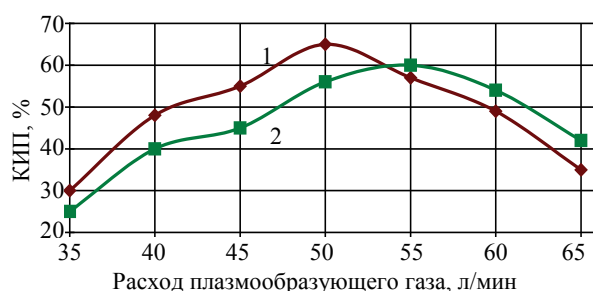


Рис. 5. Зависимость КИП от расхода плазмообразующего газа N_2 для порошков: $Al_2O_3-Cr_2O_3-TiO_2-15\% (CaF_2-Ni)$ (1) и $FeCr30Mo3 + 12\% CaF_2-50\% TiC$ (2) ($L = 110$ мм; $I = 500$ А; $R_{пор} = 4,5$ кг/ч; фракция 40–63 мкм)

Fig. 5. Dependence material use coefficient on consumption of plasma-forming gas N_2 for powders: $Al_2O_3-Cr_2O_3-TiO_2-15\% (CaF_2-Ni)$ (1) and $FeCr30Mo3 + 12\% CaF_2-50\% TiC$ (2) ($L = 110$ мм; $I = 500$ А; $R_{pore} = 4.5$ kg/h; fraction 40–63 μ m)

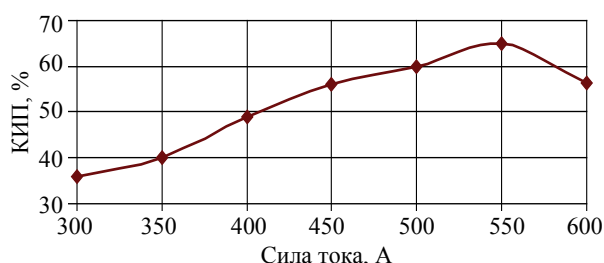


Рис. 6. Зависимость КИП от силы тока электрической дуги I для порошков $Al_2O_3-Cr_2O_3-TiO_2-15\% (CaF_2-Ni)$ ($L = 110$ мм; $R_N = 50$ л/мин; $R_{пор} = 4,5$ кг/ч; фракция 40–63 мкм)

Fig. 6. Dependence of material use coefficient on current strength of electric arc I for powders: $Al_2O_3-Cr_2O_3-TiO_2-15\% (CaF_2-Ni)$ ($L = 110$ мм; $R_N = 50$ l/min; $R_{pore} = 4.5$ kg/h; fraction 40–63 μ m)

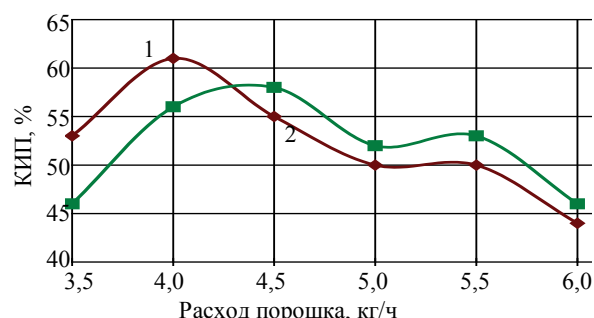


Рис. 7. Зависимость КИП от расхода порошка R_n для порошков: $Al_2O_3-Cr_2O_3-TiO_2-15\% (CaF_2-Ni)$ (1) и $FeCr30Mo3 + 12\% CaF_2-50\% TiC$ (2) ($L = 110$ мм; $I = 500$ А; фракция 40–63 мкм)

Fig. 7. Dependence of material use coefficient on powder consumption R_n for powders: $Al_2O_3-Cr_2O_3-TiO_2-15\% (CaF_2-Ni)$ (1) and $FeCr30Mo3 + 12\% CaF_2-50\% TiC$ (2) ($L = 110$ мм; $I = 500$ А; fraction of 40–63 μ m)

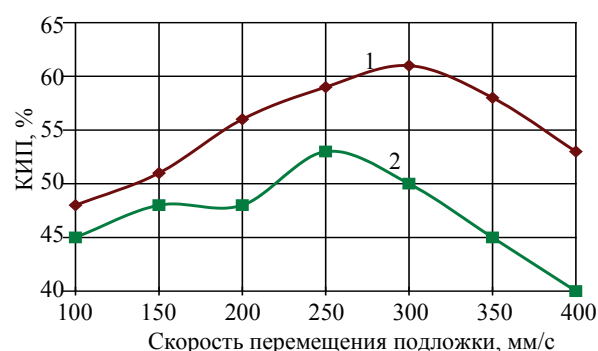


Рис. 8. Зависимость КИП от относительной скорости перемещения подложки v_n для порошков: $Al_2O_3-Cr_2O_3-TiO_2-15\% (CaF_2-Ni)$ (1) и $FeCr30Mo3 + 12\% CaF_2-50\% TiC$ (2) ($L = 110$ мм; $I = 500$ А; фракция 40–63 мкм)

Fig. 8. Dependence of material use coefficient on relative velocity of substrate displacement v_n for powders: $Al_2O_3-Cr_2O_3-TiO_2-15\% (CaF_2-Ni)$ (1) and $FeCr30Mo3 + 12\% CaF_2-50\% TiC$ (2) ($L = 110$ мм; $I = 500$ А; fraction 40–63 μ m)

Исследование свойств напыленных при оптимальных режимах плазменных порошковых покрытий из оксидной и карбидной керамики с неравновесной структурой

Структура покрытий, их химический и фазовый составы оказывают определяющее влияние на физико-механические свойства покрытий, в частности на пористость, прочность сцепления и износостойкость. В свою очередь, формируемые на подложке в процессе напыления структура и состав покрытия зависят от энергетических характеристик процесса плазменного напыления, эффективности теплообменных процессов между дисперсной и газовой фазами высокотемпературной плазменной струи, а также от состава, структуры и свойств применяемых материалов. Нанесение покрытия производили на следующих режимах работы оборудования: напыление подслоя покрытия (порошок ПН85Ю15) (расход плазмообразующего газа азота 48 л/мин, ток 350 А, дистанция напыления 100 мм, фракция порошка 40–63 мкм, расход порошка 4,5 кг/ч); напыление износостойкого слоя из порошков оксидной керамики с неравновесной структурой толщиной 0,30–0,35 мм проводилось на оптимизированных режимах: $Al_2O_3-Cr_2O_3-TiO_2$ – твердая смазка (расход плазмообразующего газа азота 50 л/мин, ток 550 А, дистанция напыле-

ния 110 мм, фракция порошка 40–63 мкм, расход порошка 4,0 кг/ч, относительная скорость перемещения подложки $v_{\text{п}} = 300$ мм/с). Фазовый состав покрытий определялся методом рентгеноструктурного анализа на рентгенографическом дифрактометре ДРОН-3. Количественное содержание фаз и равномерность их распределения определяли на сканирующем электронном микроскопе Nanolab-7 при увеличении от 1000 до 10000 раз. Количественные оценки параметров находили как усредненные по пяти измерениям. Прочность сцепления определяли на отрывной машине Instron.

Микроструктуры плазменных покрытий из порошков $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\%$ ($\text{CaF}_2\text{--Ni}$) и $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\%$ ($\text{MoS}_2\text{--Ni}$), полученных методом агломерирования мелкодисперсной шихты с последующим высокотемпературным спеканием, приведены на рис. 9.

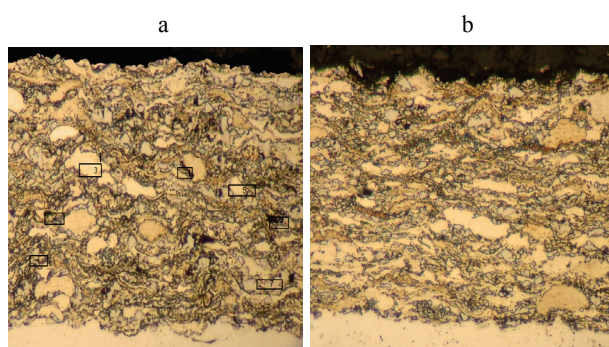


Рис. 9. Микроструктура плазменного покрытия из порошков $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\%$ ($\text{CaF}_2\text{--Ni}$) и $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\%$ ($\text{MoS}_2\text{--Ni}$), полученных методом агломерирования мелкодисперсной шихты с последующим высокотемпературным спеканием ($\times 500$): а – $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\%$ ($\text{CaF}_2\text{--Ni}$); б – $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\%$ ($\text{MoS}_2\text{--Ni}$)

Fig. 9. Microstructure of plasma coating of $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2$ powders – solid lubricant obtained while using method of agglomerating fine batch with subsequent high-temperature sintering ($\times 500$): а – $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\%$ ($\text{CaF}_2\text{--Ni}$); б – $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\%$ ($\text{MoS}_2\text{--Ni}$)

В плазменных покрытиях из порошков, полученных названным методом, четко проявля-

ются межчастичные и межслойные границы. Покрытия характеризуются наличием пористости до 10 % и равномерным распределением фазовых составляющих.

Значения микротвердости являются интегральной характеристикой материала покрытий, поскольку измерить микротвердость отдельных структурных составляющих в ряде случаев не представляется возможным из-за их малых размеров. Измерения проводили при нагрузках на индентор 0,490 Н, поскольку при более высоких нагрузках появляются трещины. Результаты замеров представлены в табл. 1. Анализируя данные табл. 1, необходимо отметить, что имеют место достаточно стабильные пределы изменения микротвердости в поясах замеров по длине поперечных сечений напыленных материалов. При этом верхним пределом соответствуют рабочие поверхностные зоны покрытий.

Итак, наблюдается стабильное распределение твердой оксидной фазы в объемах напыленных материалов и отсутствуют поверхностные зоны с дефицитом таких включений, что положительно влияет на работоспособность исследуемых износостойких покрытий. При плазменном напылении порошков $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\%$ ($\text{CaF}_2\text{--Ni}$) формируется покрытие с более высокой микротвердостью, по сравнению с порошками $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\%$ ($\text{MoS}_2\text{--Ni}$), что обусловлено снижением пористости и повышением однородности покрытий.

На плотность покрытий, характер распределения фаз, а также на прочностные характеристики (износостойкость и прочность сцепления) большое влияние оказывает зернистость покрытий.

Результаты фразографического анализа изломов покрытий показывают, что использование для напыления порошков, состоящих из мелкодисперсных частиц, приводит к формированию более мелкозернистой структуры (рис. 10).

Таблица 1

Микротвердость напыленных покрытий
Micro-hardness of sprayed coatings

Покрытие	Микротвердость, МПа, для пояса замеров по длине поперечного сечения покрытия				
	1	2	3	4	5
$\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\%$ ($\text{CaF}_2\text{--Ni}$)	5764–8182	5564–8649	5877–8805	5945–8950	6027–9014
$\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\%$ ($\text{MoS}_2\text{--Ni}$)	5707–8644	5836–8850	5902–8944	6121–9145	6253–9247



Рис. 10. Поверхность излома покрытия из порошка $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\% (\text{CaF}_2\text{--Ni})$ ($\times 10000$)

Fig. 10. Fracture of $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2$ -powder coating - 15 % ($\text{CaF}_2\text{--Ni}$) ($\times 10000$)

Структура покрытия из порошков $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\% (\text{CaF}_2\text{--Ni})$ – ламинарная с ярко выраженной гетерогенностью, о чем свидетельствуют изменение окраски оксидных ламелей по сечению от светло- до темно-серой и увеличение микротвердости от 6070 до 11900 Н/мм², в них находятся включения твердой смазки (черного цвета). Согласно результатам рентгеноспектрального флуоресцентного анализа, покрытие $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\% (\text{CaF}_2\text{--Ni})$ состоит из Al_2O_3 , легированных титаном и хромом, эвтектики $\text{Al}_2\text{Cr--TiO}_5$, TiO_2 , Ti_3O_5 , комплексные оксиды Ti--Cr--Al--Ca--O , CaF_2 . Исследования показали, что при напылении агломерированных порошков происходит недостаточное взаимодействие между Cr_2O_3 , Al_2O_3 и TiO_2 . Таким образом, при остывании расплава на подложке формируется эвтектика $\text{Al}_2\text{Cr--TiO}_5$, обладающая наименьшей межфазной энергией образования. Результаты проведенных исследований структуры и фазового состава покрытий позволяют сделать вывод о том, что технология изготовления порошка оказывает превалирующее влияние на формирование структуры покрытия.

ВЫВОДЫ

1. Проведена оптимизация параметров APS (плазменное напыление на воздухе) процесса для материалов NiAl , $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\% (\text{CaF}_2\text{--Ni})$ и $\text{FeCr30Mo3} - 12\% \text{CaF}_2 - 50\% \text{TiC}$. Ее осуществляли на основании получения максимального коэффициента использования ма-

териала. Проведены исследования влияния параметров плазменной струи (ток, дистанция напыления, расход плазмообразующего газа азота), фракционного состава исходного порошка на характеристики покрытий.

2. Структура покрытий, их химический и фазовый составы оказывают определяющее влияние на физико-механические свойства покрытий, в частности на пористость, прочность сцепления и износостойкость.

3. Структура покрытия из порошков $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--Cr}_2\text{O}_3\text{--TiO}_2 - 15\% (\text{CaF}_2\text{--Ni})$ – ламинарная с ярко выраженной гетерогенностью, о чем свидетельствуют изменение окраски оксидных ламелей по сечению от светло- до темно-серой и увеличение микротвердости от 6070 до 11900 Н/мм², в них находятся включения твердой смазки (черного цвета).

ЛИТЕРАТУРА

1. Нанесение покрытий плазмой / В. В. Кудинов [и др.]. М.: Наука, 1990. 406 с.
2. Газотермические покрытия / В. Н. Анциферов [и др.]. Екатеринбург: Наука, 1994. 317 с.
3. Куприянов, И. Л. Газотермические покрытия с повышенной прочностью сцепления / И. Л. Куприянов, М. А. Геллер. Минск: Навука і тэхніка, 1990. 175 с.
4. Газотермическое напыление композиционных порошков / А. Я. Кулик [и др.]. М.: Машиностроение, Ленинградское отделение, 1985. 197 с.
5. Ильюшенко, А. Ф. Формирование износостойких плазменных покрытий на основе композиционных самосмазывающихся материалов / А. Ф. Ильюшенко, В. А. Оковитый, А. И. Шевцов. Минск: Беспринт, 2005. 253 с.
6. Витязь, П. А. Основы нанесения износостойких, коррозионностойких и теплозащитных покрытий / П. А. Витязь, А. Ф. Ильюшенко, А. И. Шевцов. Минск: Белорусская наука, 2006. 435 с.
7. Получение композиционного керамического материала для нанесения износостойких покрытий / В. А. Оковитый [и др.] // Порошковая металлургия: республик. межвед. сб. науч. тр. / Национальная академия наук Беларуси. Минск: Белорусская наука, 2008. Вып. 31. С. 156–162.
8. Оковитый, В. А. Плазменные износостойкие покрытия с включением твердой смазки / В. А. Оковитый // Сварочное производство. 2002. № 6. С. 41–43.
9. Триботехнические испытания образцов аморфизированных плазменных композиционных покрытий с включением твердой смазки / В. А. Оковитый [и др.] // Вестник Брестского государственного технического университета. Машиностроение. 2008. Вып. 1. С. 2–6.

10. Керамический материал системы оксид титана – оксид алюминия – твердая смазка / В. А. Оковитый [и др.] // Вестник Белорусского национального технического университета. 2011. Вып. 1. С. 16–20.
 11. Оковитый, В. А. Оптимизация процесса напыления износостойких покрытий на основе многофункциональной оксидной керамики / В. А. Оковитый, А. Ф. Пантелеенко // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). 2015. Т. 67, № 2. С. 46–54.
 12. Разработка композиционного материала на основе многофункциональной керамики для плазменного напыления / Ф. И. Пантелеенко [и др.] // Упрочняющие технологии и покрытия. Машиностроение. 2015. Вып. 2. С. 43–47.
 13. Технология получения композиционного материала на основе многофункциональной оксидной керамики / В. А. Оковитый [и др.] // Обработка металлов. 2015. Т. 67, № 2. С. 39–45.
 14. Исследование процессов и оптимизация технологических параметров импульсно-плазменной обработки плазменных покрытий из материалов на основе многофункциональной оксидной керамики / Ф. И. Пантелеенко [и др.] // Труды Междунар. науч.-техн. конф. «Инновации в машиностроении». Кемерово, 2015. С. 360–364.
- Поступила 11.09.2017
Подписана в печать 16.11.2017
Опубликована онлайн 29.05.2018
- ### REFERENCES
1. Kudinov V. V., Pekshev P. Yu., Belashchenko V. E., Kovalenko L. V. (1990) *Plasma Coatings*. Moscow, Nauka Publ. 406 (in Russian).
 2. Antsiferov V. N., Shmakov A. M., Ageev S. S., Bulanov V. Ya. (1994) *Gas Thermal Coatings*. Ekaterinburg, Nauka Publ. 317 (in Russian).
 3. Kupriyanov I. L., Geller M. A. (1990) *Gas Thermal Coatings with Increased Adhesion Strength*. Minsk, Navuka i Tekhnika. 254 (in Russian).
 4. Kulik A. Ya., Borisov Yu. S., Mnukhin A. S., Nikitin M. D. (1985) *Gas-Thermal Spraying of Composite Powder*. Moscow, Mashinostroenie Publ. 197 (in Russian).
 5. Ilyushchenko A. F., Okovityi V. A., Shevtsov A. I. (2005) *Formation of Wear-Resistant Plasma Coatings on the Basis of Composite Self-Lubricating Materials*. Minsk, Besprint Publ. 253 (in Russian).
 6. Vityaz P. A., Ilyushchenko A. F., Shevtsov A. I. (2006) *Fundamentals for Application of Wear-Resistant, Corrosion-Resistant and Heat-Resistant Coatings*. Minsk, Belorusskaya Nauka Publ. 435 (in Russian).
 7. Okovityi V. A., Il'yushchenko A. F., Shevtsov A. I., Panteleenko F. I., Okovityi V. V. (2008) Obtaining of Composite Ceramic Material for Application of Wear-Resistant Coatings. *Poroshkovaya Metallurgiya: Respublikanskii Mezhdvoststvennyi Sbornik Nauchnykh Trudov* [Powder Metallurgy: the Republican Interdepartmental Collection of Scientific Works, 31, 156–162 (in Russian).
 8. Okovityi V. A. (2002) Plasma Wear-Resistant Coatings with Inclusion of Solid Lubricant. *Svarochnoe Proizvodstvo*, (6), 41–43 (in Russian).
 9. Okovityi V. A., Shevtsov A. I., Il'yushchenko A. F., Devoino O. G., Panteleenko F. I., Okovityi V. V. (2008) Tribotechnical Tests of Samples of Amorphized Plasma Composite Coatings with Inclusion of Solid Lubricant. *Vestnik Brestskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta. Mashinostroenie* [Bulletin of Brest State Technical University. Mechanical Engineering], (1), 2–6 (in Russian).
 10. Okovityi V. A., Devoino O. G., Panteleenko A. F., Okovityi V. V. (2011) Ceramic Material of Titanium Oxide-Aluminium Oxide-Solid Lubricant System. *Vestnik BNTU* [Bulletin of the Belarusian National Technical University], (1), 16–20.
 11. Okovityi V. A., Panteleenko F. I. (2015) Optimization of Process for Deposition of Wear-Resistant Coatings Based on Multifunctional Oxide Ceramics. *Obrabotka Metallov = Metal Working and Material Science*, 67 (2), 46–54 (in Russian).
 12. Panteleenko F. I., Okovityi V. A., Devoino O. G., Astashinskii V. M., Okovityi V. V. (2015) Development of Composite Material Based on Multifunctional Ceramics for Plasma Deposition. *Uprochnyayushchie Tekhnologii i Pokrytiya = Strengthening Technologies and Coatings*, (2), 43–47 (in Russian).
 13. Okovityi V. A., Panteleenko F. I., Talako T. L., Panteleenko A. F. (2015) Technology for Obtaining Composite Material on the Basis of Multifunctional Oxide Ceramics. *Obrabotka Metallov = Metal Working and Material Science*, 67 (2), 39–45 (in Russian).
 14. Panteleenko F. I., Okovityi V. A., Devoino O. G., Astashinskii V. M., Okovityi V. V. (2015) Investigation on Processes and Optimization of Technological Parameters for Pulse-Plasma Processing of Plasma Coatings Based on Multi-Functional Oxide Ceramics. *Innovatsii v Mashinostroenii (InMash-2015): VII Mezhdunar. Nauch.-Prakt. Konf., 23–25 Sent. 2015 g., Kemerovo: Sbornik Trudov* [Innovations in Mechanical Engineering (InMash-2015): VII International Scientific and Practical Conference, September 23–25, 2015, Kemerovo. Proceedings]. Kemerovo, Kuzbass State Technical University, 360–364 (in Russian).

Received: 11.09.2017

Accepted: 16.11.2017

Published online: 29.05.2018

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-190-197>

УДК 620.176

Физическое моделирование условий взаимодействия обрабатываемого материала с наплывами металла, полученными на гладкой поверхности штрипсы в результате ее электроэрозионного модифицирования

Докт. техн. наук, проф. М. Г. Киселев¹⁾, канд. техн. наук С. Г. Монич¹⁾,
асп. П. С. Богдан¹⁾, К. А. Сидоров¹⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Статья посвящена физическому моделированию процесса взаимодействия обрабатываемого материала с наплывами металла по краю лунок, полученными на гладкой поверхности инструмента в результате ее электроэрозионного модифицирования. Приведена методика получения на режущем инструменте (штрипсе) единичных лунок. Описаны основные геометрические элементы, полученные в результате воздействия единичного электрического разряда. Указаны геометрические параметры единичной лунки, полученной на рабочей поверхности штрипсы при таком воздействии. Приведены обоснование и описание примененного в исследованиях макета ленточного инструмента – штрипсы в виде латунной полосы, на которой закреплена шайба с различным радиусом скругления наружной кромки, моделирующая наплывы металла на ее модифицированной рабочей поверхности. Изложена методика проведения экспериментов, заключавшихся в исследовании условий взаимодействия созданного макета штрипсы с обрабатываемым материалом, включая описание устройства для изучения процесса взаимодействия шайбы с образцами из парафина и гипса. Представлены фотографии, позволяющие визуализировать процесс разрушения шайбой (модель наплывов металла) образцов. Показаны стадии разрушения образцов при использовании шайб с разным радиусом скругления, описан характер разрушения различных материалов образцов. Приведены и обсуждены результаты исследований, отражающие влияние формы наружной кромки шайбы, в частности радиуса ее скругления, на протекание характерных стадий процесса разрушения образцов из парафина и гипса. Экспериментально подтверждено, что образовавшиеся по краю лунки наплывы металла, выходящие за исходный контур поверхности, представляют собой режуще-деформирующие элементы, способные разрушать материал, уступающий по твердости металлу наплывов.

Ключевые слова: физическое моделирование, электроэрозионная обработка, модифицирование поверхности, режущая способность, резание, штрипса

Для цитирования: Физическое моделирование условий взаимодействия обрабатываемого материала с наплывами металла, полученными на гладкой поверхности штрипсы в результате ее электроэрозионного модифицирования / М. Г. Киселев [и др.] // *Наука и техника*. 2018. Т. 17, № 3. С. 190–197. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-190-197>

Physical Modeling of Conditions on Interaction of Processed Material with Metal Deposits Obtained on Smooth Surface of Strips due to its Electro-Erosion Modification

M. G. Kiselev¹⁾, S. G. Monich¹⁾, P. S. Bohdan¹⁾, K. A. Sidorov¹⁾

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The paper is devoted to a physical modeling of the process pertaining to interaction of the machined material with metal deposits along a hole edge which are obtained on a smooth tool surface due to its electro-erosion modification.

Адрес для переписки

Киселев Михаил Григорьевич
Белорусский национальный технический университет
ул. Я. Коласа, 22,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 292-40-81
kipp@bntu.by

Address for correspondence

Kiselev Mihail G.
Belarusian National Technical University
22 Ya. Kolasa str.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 292-40-81
kipp@bntu.by

A technique for obtaining single holes on a cutting tool (strip) is given in the paper. The paper describes main geometric elements which have obtained due to the action of a single electric discharge. Geometric parameters of a single hole initiated on a working strip surface in the course of this effect have been given in the paper. The paper provides a justification and description of a tape tool prototype used in the investigations - brass band strips, on which a washer with different rounding radius of an outer edge is fixed. The prototype makes it possible to simulate metal deposits on the modified working surface of the strips. The paper presents methodology for carrying out experiments on investigations for interaction of the created strip prototype with a processed material, including a description of a device for studying the process of washer interaction with the samples from paraffin and gypsum. Photographs are given that allow to visualize a destruction process of samples which is caused by a washer (model of metal deposits). The paper shows stages of sample fracture when using washers with different rounding radius and describes nature of the destruction for various sample materials. The results of the conducted studies reflecting an influence of the shape of an outer washer edge, in particular a radius of its rounding, on the course of characteristic stages in the process of destruction of samples from paraffin and gypsum are presented and discussed in the paper. It has been experimentally confirmed that metal deposits which are formed at the hole edge and extend beyond an initial surface contour, represent cutting-deforming elements with a capability to destroy material which ranks below in hardness to metal of the deposits.

Keywords: physical modeling, electro-erosion treatment, surface modification, cutting ability, cutting, strip

For citation: Kiselev M. G., Monich S. G., Bohdan P. S., Sidorov K. A. (2018) Physical Modeling of Conditions on Interaction of Processed Material with Metal Deposits Obtained on Smooth Surface of Strips due to its Electro-Erosion Modification. *Science and Technique*. 17 (3), 190–197. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-190-197> (in Russian)

Введение

Результатами предшествующих исследований [1–4] экспериментально установлено, что поверхность после электроэрозионной обработки обладает режущей способностью, которую ей придают наплывы металла, образовавшиеся в местах перекрытия лунок. Именно эти наплывы выполняют роль своеобразных режуще-деформирующих элементов, которые способны разрушать материал, уступающий по твердости металлу наплывов. С целью повышения режущей способности такой поверхности авторами [5–8] осуществлялось ее электроэрозионное модифицирование. В отличие от размерной электроэрозионной обработки [9, 10] в этом случае лунки на обрабатываемой поверхности располагаются без их перекрытия, т. е. расстояние между центрами соседних лунок превышает значение их диаметра. Благодаря этому на поверхности образуется совокупность единичных лунок, имеющих по краям наплывы металла, форма и размеры которых определяются энергией электрического разряда и условиями его протекания (на воздухе или с использованием диэлектрической жидкости). Очевидно, что режущая способность модифицированной поверхности будет зависеть от формы и размеров наплывов металла, которые непосредственно влияют на условия их взаимодействия с обрабатываемым материалом. Поэтому для определения режимов и условий электроэрозионного модифицирования поверхности инструмента, обеспечивающих придание ей

наибольшей режущей способности, необходимо располагать данными о влиянии формы и размеров наплывов металла на процесс их взаимодействия с обрабатываемым материалом. В этой связи цель данной работы заключалась в физическом моделировании условий взаимодействия обрабатываемого материала с наплывами металла, полученными на исходной гладкой поверхности инструмента в результате ее электроэрозионного модифицирования.

Методика проведения экспериментальных исследований

В ходе разработки методики необходимо было решить две задачи. Во-первых, обосновать параметры и создать макет инструмента, моделирующего наплывы металла на его рабочей поверхности, а во-вторых, создать устройство для исследования условий взаимодействия макета инструмента с обрабатываемым материалом с визуализацией во времени процесса его разрушения.

В качестве инструмента, для которого разрабатывался макет, была принята штрипса с модифицированной рабочей поверхностью. Для моделирования наплывов металла на ней необходимо располагать данными об их геометрических параметрах. С этой целью провели серию экспериментов, в ходе которых определялись геометрические параметры лунки, полученной на рабочей поверхности штрипсы в результате воздействия единичного электрического разряда.

Выполнялась эта операция следующим образом (рис. 1).

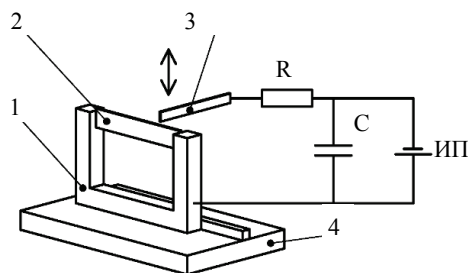


Рис. 1. Схема получения лунки на рабочей поверхности штрипсы

при воздействии единичного электрического разряда

Fig. 1. Scheme for obtaining hole on working strip surface due to single electric discharge

Штрипсу 2 из стали У10А длиной 110 мм, шириной 8 мм и толщиной 0,3 мм закрепляли и натягивали на рамке 1 (рис. 1). Последнюю устанавливали на диэлектрическом основании 4 таким образом, чтобы рабочая поверхность штрипсы располагалась вверх. Электроду-инструменту 3 в виде тонкой стальной (У8А) полосы вручную сообщалось движение в вертикальном направлении. Штрипса и электроду-инструмент были включены в электрическую цепь, состоящую из накопительного конденсатора С емкостью 350 мкФ, токоограничивающего резистора R и источника питания постоянного тока ИП. В процессе сближения электрода-инструмента с рабочей поверхностью штрипсы на расстоянии, соответствующем минимальному значению межэлектродного промежутка между ними, протекал электрический разряд, в результате чего на поверхности штрипсы формировалась единичная лунка. Обработка осуществлялась на воздухе при прямой полярности, т. е. анодом являлась штрипса. Напряжение U накопительного конденсатора изменялось от 18 до 75 В.

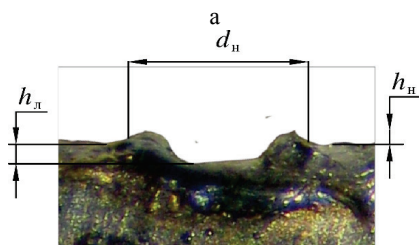


Рис. 2. Фотография единичной лунки сбоку (а) и в плане (b), полученной на поверхности штрипсы, с указанием ее параметров

Fig. 2. Photo of single hole at the side (a) and in plan view (b), obtained on strip surface with indication of its parameters

Фотография лунки на поверхности штрипсы с указанием ее параметров, к которым относятся глубина лунки h_n , ее диаметр d_n , высота наплывов металла по ее краю и их ширина b_n , приведена на рис. 2.

Первые два параметра измерялись с помощью малого инструментального микроскопа ММИ-2. Приращение толщины режущей кромки штрипсы b_n за счет образовавшихся наплывов металла определялось с помощью микрометра МК-25-0,1 как разность значений толщин штрипсы после формирования на ней лунки B и в исходном состоянии B_0 ($b_n = B - B_0$). Значения исследуемых параметров единичной лунки на поверхности штрипсы, полученной при различных напряжениях U накопительного конденсатора, представлены в табл. 1.

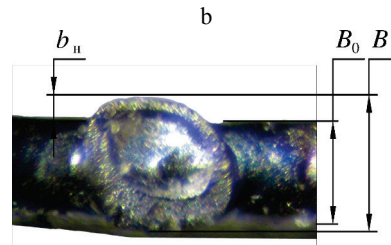
Таблица 1

Значения геометрических параметров лунки, полученной на поверхности штрипсы при различных напряжениях накопительного конденсатора

Values of geometric parameters for hole obtained on strip surface at various voltages of storage capacitor

Напряже- ние U , В	Геометрический параметр лунки, мм			
	d_n	h_n	b_n	b_n
18	0,06	0,02	0,15	0,02
36	0,22	0,08	0,36	0,03
75	0,34	0,13	0,67	0,05

На основании полученных данных предложен макет штрипсы с наплывами металла на ее рабочей поверхности. Он состоит из латунной полосы шириной 14 мм, длиной 140 мм и толщиной 1 мм. Для моделирования наплывов металла на ее поверхности применялись стальные шайбы наружным диаметром 16 мм, внутренним 9 мм и толщиной 2 мм. При этом наружный, внутренний диаметры шайбы и ее толщина в масштабе 50:1 соответствовали диаметру наплывов металла по краю лунки и их высоте, полученных при $U = 36$ В.



Предварительно путем механической обработки наружной кромке шайбы придавалась в одном случае скругленная форма (с отрицательным передним углом), а в другом – заостренная (с положительным передним углом), что моделировало форму наплывов металла по краю лунки. Затем с помощью эпоксидной смолы шайба закреплялась на поверхности латунной пластины, как показано на рис. 3.

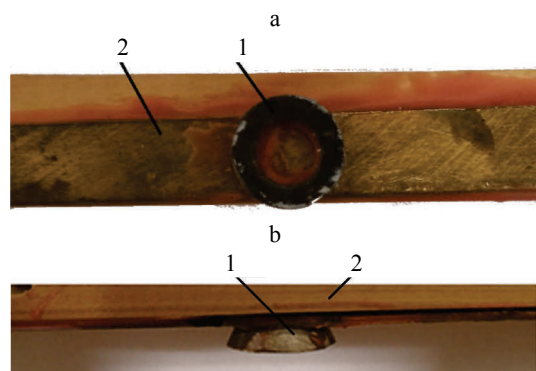


Рис. 3. Фотография латунной пластины с закрепленной на ней шайбой: а – вид сверху; б – вид сбоку; 1 – шайба; 2 – пластина

Fig. 3. Photo of brass plate with washer fixed to it: а – top view; б – side view; 1 – washer; 2 – plate

Исследование условий взаимодействия наплывов металла на поверхности пластины с обрабатываемым материалом проводилось с помощью специально созданного устройства, принципиальная схема которого и фотография общего вида представлены на рис. 4.

Устройство состоит из неподвижного кронштейна 1, на котором закрепляется пластинка с шайбой 2, горизонтальных направляющих 3, на которые неподвижно устанавливается образец обрабатываемого материала 4. От электродвигателя РД-09 со встроенным редуктором посредством передачи винт – гайка направляющая получает поступательное перемещение с малой скоростью ($v = 100$ мм/мин). Предварительно путем регулировочных перемещений в вертикальном направлении пластины с шайбой на кронштейне устанавливается необходимая глубина резания. Непосредственно процесс взаимодействия рабочей кромки шайбы (модель наплыва металла) с материалом образца фиксировался с помощью видеокамеры Pana-

sonic HC-V160. После окончания процесса взаимодействия образца с рабочей поверхностью шайбы он снимался и с помощью микроскопа ММИ-2 исследовались характер и параметры полученного на нем следа обработки при различной форме рабочей части шайбы.

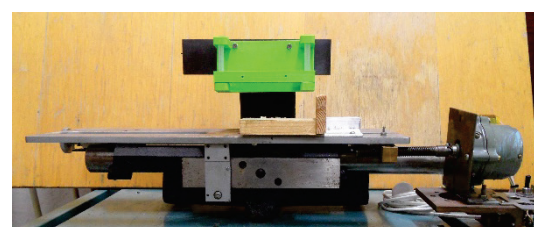
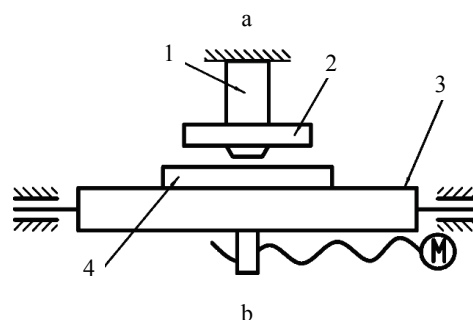


Рис. 4. Принципиальная схема (а) и фотография общего вида (б) устройства для исследования условий взаимодействия наплывов металла на поверхности пластины с обрабатываемым материалом

Fig. 4. Principle diagram (а) and general view photo (б) of device for studying conditions of metal deposit interaction with processed material on plate surface

Образцы изготавливались из парафина и гипса, т. е. материалов, уступающих по твердости стальной шайбе и отличающихся между собой упругопластическими свойствами.

Результаты экспериментальных исследований и их обсуждение

Покадровое исследование процесса взаимодействия шайбы с образцами показало следующее. При использовании шайбы со скругленной кромкой начало процесса ее взаимодействия с образцом из парафина (рис. 5а) характеризуется пластическим оттеснением материала с образованием на передней поверхности шайбы корня стружки.

В процессе последующего перемещения шайбы размеры оттесненного материала увеличиваются (рис. 5б). А при дальнейшем движении шайбы этот материал, при своем движении

будучи ограниченной поверхностью пластины, разделяется на отдельные фрагменты, которые перемещаются главным образом впереди кромки шайбы (рис. 5с), т. е. образуется стружка скалывания.

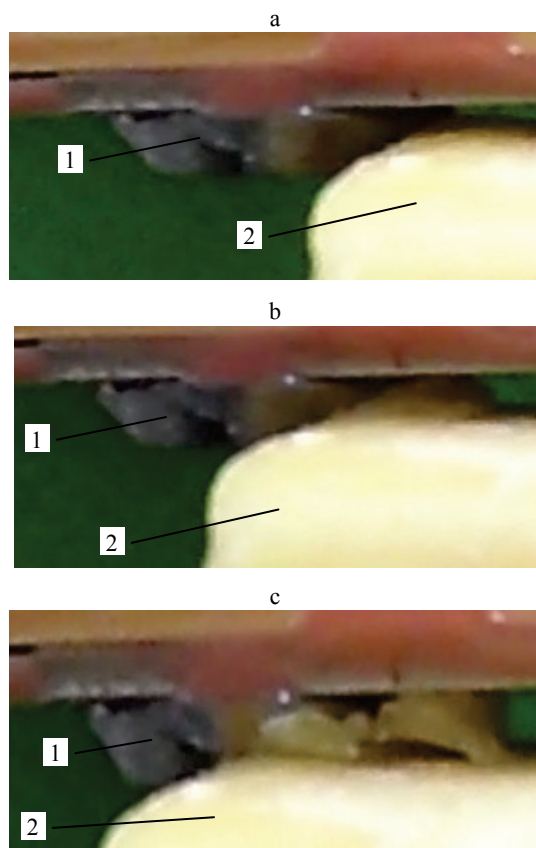


Рис. 5. Фотографии зоны взаимодействия шайбы со скругленной кромкой с образцом из парафина на различных стадиях протекания процесса:
1 – шайба; 2 – образец

Fig. 5. Photos for zone of rounded edge washer interaction with paraffin specimen at various stages of process behavior:
1 – washer; 2 – specimen

При использовании шайбы с острой режущей кромкой на стадии врезания (рис. 6а) также образуется элемент стружки, который по мере перемещения шайбы увеличивается (рис. 6б) и перемещается по передней поверхности шайбы в направлении, обратном ее движению, с формированием сливной стружки (рис. 6с).

Отмеченные отличия во взаимодействии шайбы со скругленной и острой режущими кромками подтверждаются характером следов обработки, полученных на поверхности парафинового образца (рис. 7).

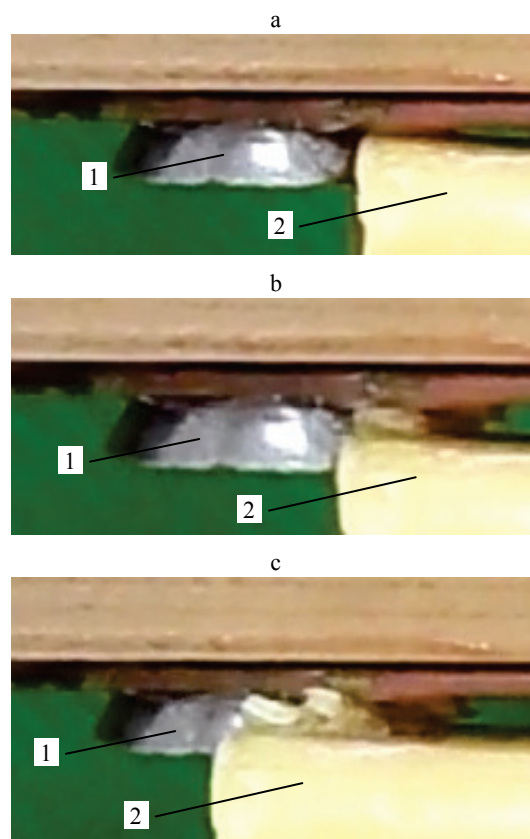


Рис. 6. Фотографии зоны взаимодействия шайбы с острой кромкой с образцом из парафина на различных стадиях протекания процесса:
1 – шайба; 2 – образец

Fig. 6. Photo for zone of sharp edge washer interaction with paraffin specimen at various stages of process behavior:
1 – washer; 2 – specimen



Рис. 7. Фотографии следов на поверхности парафинового образца, полученных при взаимодействии со скругленной (а) и с острой (б) кромками шайбы

Fig. 7 Photos of traces on paraffin specimen surface obtained due to interaction with rounded (a) and sharp (b) edge washer

При использовании шайбы со скругленной режущей кромкой получаемый на поверхности

образца след характеризуется наличием значительного количества отесненного материала, расположенного как впереди режущей кромки, так и по ее сторонам.

В случае применения шайбы с острой режущей кромкой срезаемый материал в виде сливной стружки располагается главным образом впереди.

Процесс взаимодействия шайбы с образцом из гипса, т. е. с хрупким материалом, отмечен следующими особенностями. В случае применения шайбы со скругленной кромкой начало ее взаимодействия с образцом (рис. 8а) характеризуется смещением (сдвигом) слоя гипса с образованием продуктов разрушения в виде мелкодисперсных частиц.

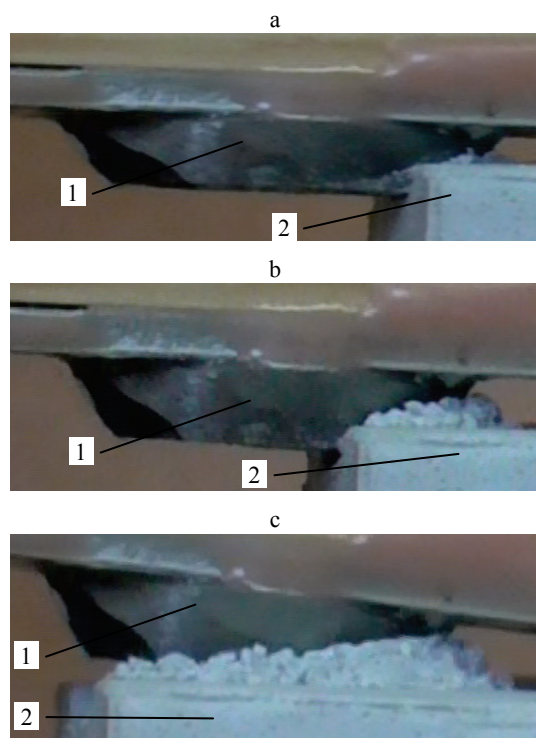


Рис. 8. Фотографии зоны взаимодействия шайбы со скругленной кромкой с образцом из гипса на различных стадиях протекания процесса: 1 – шайба; 2 – образец

Fig. 8. . Photos for zone of rounded edge washer interaction with gypsum specimen at various stages of process behavior: 1 – washer; 2 – specimen

По мере дальнейшего относительного движения шайбы (рис. 8b) отколовшиеся частицы перемещаются в сторону по передней поверхности кромки, образуя на поверхности образца

характерные навалы из мелкодисперсных частиц гипса. Аналогичная картина наблюдается при дальнейшем движении шайбы (рис. 8с).

При использовании шайбы с острой кромкой процесс ее взаимодействия с образцом несколько изменяется. В начальный момент (рис. 9а) происходит врезание кромки в образец с формированием элемента стружки.

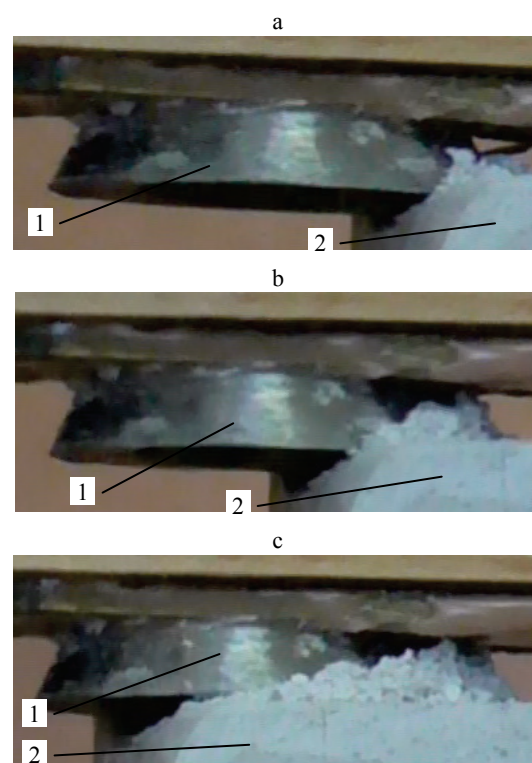


Рис. 9. Фотографии зоны взаимодействия шайбы с острой кромкой с образцом из гипса на различных стадиях протекания процесса: 1 – шайба; 2 – образец

Fig. 9. Photo for zone of sharp edge washer interaction with gypsum specimen at various stages of process behavior: 1 – washer; 2 – specimen

При дальнейшем движении (рис. 9b) ее размеры увеличиваются, и она начинает перемещаться в сторону по передней поверхности кромки с образованием фрагментов стружки скалывания в виде отдельных конгломератов гипса. Такой характер взаимодействия и образования продуктов разрушения сохраняется при дальнейшем врезании кромки в образец (рис. 9с).

Отмеченные особенности разрушения гипсового образца при взаимодействии с шайбой со скругленной и с острой кромками подтверждаются характером полученных на его поверхности следов (рис. 10).



Рис. 10. Фотографии следа обработки на поверхности гипсового образца при взаимодействии с острой (а) и со скругленной (b) кромками шайбы

Fig. 10. Photos of processing traces on gypsum specimen surface obtained due to interaction with rounded (a) and sharp (b) edge washer

Как видно из рис. 10, в первом случае след на поверхности образца формируется в результате резания с образованием стружки скалывания в виде разноразмерных фрагментов гипса, а во втором – за счет его деформирования с образованием продуктов разрушения в виде мелкодисперсных частиц гипса.

Таким образом, результатами проведенных исследований экспериментально подтверждено, что наплывы металла по краю лунки, полученной при воздействии на металлическую поверхность электрического разряда, представляют собой режуще-деформирующие элементы, способные разрушать материал, уступающий по твердости металлу наплывов. При этом соотношение между резанием и деформированием материала в процессе его разрушения при прочих равных условиях зависит от радиуса скругления наплывов металла, с уменьшением которого доля резания возрастает.

ВЫВОДЫ

1. На основе экспериментально полученных данных о форме и размерах единичной лунки, полученной на поверхности стальной штрипсы в результате воздействия электрического разряда, разработан ее макет в виде латунной полосы, на поверхности которой закреплена стальная шайба, моделирующая наплывы металла по краю лунки, размеры которой в масштабе 50:1 соответствуют размерам наплывов металла на поверхности штрипсы.

2. Разработано устройство для физического моделирования условий взаимодействия созданного макета штрипсы с обрабатываемым материалом, позволяющее визуализировать процесс его

разрушения шайбой (модель наплывов металла), имеющей в одном случае скругленную форму наружной поверхности, а во-втором – заостренную.

3. На основании обобщенного анализа результатов физического моделирования процесса взаимодействия шайбы на макете штрипсы с обрабатываемыми образцами из парафина и гипса установлено следующее:

- разрушение образца из парафина (пластического материала) при использовании шайбы со скругленной кромкой происходит за счет ее пластического отеснения (сдвига) с формированием стружки скалывания, отдельные фрагменты которой располагаются главным образом впереди рабочей кромки шайбы. При использовании шайбы с острой кромкой парафин разрушается за счет его резания с образованием сливной стружки, располагаемой как впереди рабочей кромки шайбы, так и по ее сторонам;

- разрушение образца из гипса (хрупкого материала) при использовании шайбы со скругленной кромкой происходит за счет смещения (сдвига) слоя гипса с образованием продуктов разрушения в виде мелкодисперсных частиц, которые располагаются в виде навалов по всей поверхности рабочей кромки шайбы. При использовании шайбы с острой кромкой гипс разрушается в результате его резания с образованием стружки скалывания в виде отдельных конгломератов, располагаемых как на передней, так и на боковых поверхностях рабочей кромки шайбы.

4. Экспериментально подтверждено, что образовавшиеся по краю лунки наплывы металла, выходящие за исходный контур поверхности, представляют собой режуще-деформирующие элементы, способные разрушать материал,

уступающий по твердости металлу наплавов. При этом показано, что с целью повышения их режущей способности необходимо в процессе формирования единичной лунки обеспечить такие условия воздействия электрического разряда, при которых наплавы металла по ее краю будут иметь более заостренную форму, т. е. положительный передний угол.

ЛИТЕРАТУРА

1. Валиков, Е. Н. Обкатник для обработки кромок зубьев крупногабаритных зубчатых колес / Е. Н. Валиков, Ю. С. Тимофеев, А. С. Журина // Известия ТулГУ. Технические науки. 2013. № 8. С. 260–263.
2. Валиков, Е. Н. Финишная отделка зубчатых колес с использованием режущих свойств поверхностей после электроэрозионной обработки. Ч. 1 / Е. Н. Валиков, Ю. С. Тимофеева, А. С. Журина // Известия ТулГУ. Технические науки. 2013. № 12. С. 17–20.
3. Влияние электроконтактной обработки поверхности самореза на условия его вкручивания в образцы из различных материалов и выкручивания из них / М. Г. Киселев [и др.] // Наука и техника. 2015. № 5. С. 3–9.
4. Влияние электроэрозионной обработки изношенной поверхности рабочей части стального зубного бора на восстановление его режущей способности / М. Г. Киселев [и др.] // Наука и техника. 2017. Т. 16, № 3. С. 189–195. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2017-16-3-189-195>.
5. Эффективность применения электроконтактной обработки поверхности проволоочного инструмента с целью придания ей режущей способности / М. Г. Киселев [и др.] // Вестник Полоцкого государственного университета. Сер. В: Промышленность. Прикладные науки. 2013. № 11. С. 73–77.
6. Экспериментальная оценка режущей способности штрипса с модифицированной путем электроконтактной обработки рабочей поверхностью / М. Г. Киселев [и др.] // Механика машин, механизмов и материалов. 2014. Т. 28, № 3. С. 64–68.
7. Влияние скорости вращения рабочей поверхности отрезного диска в процессе ее электроэрозионной обработки на режущую способность инструмента / М. Г. Киселев [и др.] // Механика машин, механизмов и материалов. 2016. Т. 35, № 2. С. 58–62.
8. Влияние энергии и условий воздействия электрических разрядов в процессе модификации рабочей поверхности стального отрезного диска на его режущую способность / М. Г. Киселев [и др.] // Механика машин, механизмов и материалов. 2015. Т. 31, № 2. С. 53–58.
9. Электрофизические и электрохимические методы обработки материалов: в 2 т. / Б. А. Артамонов [и др.]. М.: Высш. шк., 1983. Т. 1: Обработка материалов с применением инструмента. 247 с.
10. Елисеев, Ю. С. Электроэрозионная обработка изделий авиационно-космической техники / Ю. С. Елисеев, Б. П. Саушкин; под ред. Б. П. Саушкина. М.: Изд-во МГТУ имени Баумана, 2010. 437 с.

REFERENCES

1. Valikov E. N., Timofeev Yu. S., Zhurina A. S. (2013) Running Unit for Chamfering Gear Edges of Large-Size Gear Wheels. *Izvestiya Tul'skogo Gosudarstvennogo Universiteta. Tekhnicheskie Nauki = Izvestiya Tula State University. Engineering Sciences*, (8), 260–263 (in Russian).
2. Valikov E. N., Timofeev Yu. S., Zhurina A. S. (2013) Finishing Process of Gear Wheels while Using Surface Cutting Properties after Electro-Erosion Machining. Part 1. *Izvestiya Tul'skogo Gosudarstvennogo Universiteta. Tekhnicheskie Nauki = Izvestiya Tula State University. Engineering Sciences*, (12), 17–20 (in Russian).
3. Kiselev M. G., Drozdov A. V., Monich S. G., Bogdan P. S. (2015) Influence of Self-Tapping Screw Electro-Arc Machining on its Twisting-In in Specimens Made of Various Materials and Twisting-Out Procedure. *Nauka i Tekhnika = Science and Technique*, (5), 3–9 (in Russian).
4. Kiselev M. G., Bohdan P. S., Kryshnev M. M., Semenov V. P. (2017) Influence of Edm Worn Surface of the Working Part of Steel Boron Tooth to Restore its Cutting Ability. *Nauka i Tekhnika = Science and Technique*, 16 (3), 189–195 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2017-16-3-189-195>.
5. Kiselev M. G., Drozdov A. V., Moskalenko A. V., Bohdan P. S. (2013) Application Efficiency in Electrical Discharge Machining of Wire Tool Surface with the Purpose to Impart it a Cutting Ability *Vestnik Polotskogo Gosudarstvennogo Universiteta. Seriya B. Promyshlennost'. Prikladnye Nauki* [Herald of Polotsk State University. Series B. Industry. Applied sciences], (11), 73–77 (in Russian).
6. Kiselev M. G., Drozdov A. V., Gabets V. L., Bogdan P. S. (2014) Experimental Evaluation of Strip Cutting Ability with Operational Surface Modified by Electrical Discharge Machining. *Mekhanika Mashine, Mekhanizmov i Materialov = Mechanics of Machines, Mechanisms and Materials*, 28 (3), 64–68 (in Russian).
7. Kiselev M. G., Drozdov A. V., Bogdan P. S., Sentemova D. V. (2016) Influence of Rotation Velocity of Operational Cutoff Disk Surface on Tool Cutting Ability in the Process of its Electro-Erosion Machining. *Mekhanika Mashine, Mekhanizmov i Materialov = Mechanics of Machines, Mechanisms and Materials*, 35 (2), 58–62 (in Russian).
8. Kiselev M. G., Drozdov A. V., Gabets V. L., Bogdan P. S. (2015) Influence of Energy and Impact Conditions of Electric Discharges on Cutoff Disk Cutting Ability in the Process of its Operational Surface Modification. *Mekhanika Mashine, Mekhanizmov i Materialov = Mechanics of Machines, Mechanisms and Materials*, 31 (2), 53–58 (in Russian).
9. Artamonov B. A., Volkov Yu. S., Drozhalova V. I., Sedykin F. V., Smolentsev V. P., Yampol'skii V. M. (1983) *Electrophysical and Electrochemical Methods for Material Processing. Vol. 1: Processing of Materials while Using a Tool*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 247 (in Russian).
10. Eliseev Yu. S., Saushkin B. P. (2010) *Electroerosive Machining of Products for Aviation and Space Equipment*. Moscow, Bauman State Technical University. 437 (in Russian).

Поступила 09.02.2018

Подписана в печать 16.03.2018

Опубликована онлайн 29.05.2018

Received: 09.02.2018

Accepted: 16.03.2018

Published online: 29.05.2018

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-198-203>

УДК 620.4539.37

Моделирование процесса скоростного выдавливания биметаллических резцов для дорожных машин в среде программы DEFORM-3D

Докт. техн. наук, проф. И. В. Качанов¹⁾, инж. И. М. Шаталов¹⁾, асп. А. А. Рубченя¹⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Резцы для дорожной фрезы – это оборудование, к которому предъявляются самые строгие требования, связанные с усталостной и статической прочностью. Поэтому большинство современных фрезерных резцов изготавливаются с применением высококачественных сталей, легированных марганцем и хромом. В целях продления эксплуатационного ресурса резцы для дорожной фрезы дополняются твердосплавными вставками, припаянными к головке. В этой связи применение технологии скоростного горячего выдавливания, которая уже зарекомендовала себя в ряде исследований как высокоэффективная технология получения точных заготовок под инструмент с повышенными механическими свойствами, для изготовления дорожных резцов является весьма перспективным направлением исследований. Цель исследований – создание компьютерной модели процесса скоростного горячего выдавливания для интенсификации процесса разработки технологии изготовления биметаллических резцов для дорожных машин и сопоставление полученных результатов моделирования с экспериментальными. Сравнительный анализ пластического течения реальных и модельных образцов показал, что полученные модели предоставляют качественную и достоверную картину пластического течения в процессе скоростного горячего выдавливания. Моделирование в DEFORM-3D позволяет исключить сложные расчеты и значительно сократить число экспериментальных исследований при разработке новых технологических процессов.

Ключевые слова: дорожная фреза, скоростное горячее выдавливание, метод конечных элементов, штамповая оснастка, заготовка, пуансон, объемная штамповка

Для цитирования: Качанов, И. В. Моделирование процесса скоростного выдавливания биметаллических резцов для дорожных машин в среде программы DEFORM-3D / И. В. Качанов, И. М. Шаталов, А. А. Рубченя // *Наука и техника*. 2018. Т. 17, № 3. С. 198–203. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-198-203>

Modeling of High-Speed Extrusion Process for Bimetal Milling Picks of Road Milling Machines in DEFORM-3D Software Environment

I. V. Kachanov¹⁾, I. M. Shatalov¹⁾, A. A. Roubchenya¹⁾

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. Milling picks for road milling machine are considered as equipment which must meet the most stringent requirements associated with fatigue and static strength. Therefore, majority of modern milling picks are manufactured while using high-quality steels alloyed with manganese and chromium. In order to extend service life of the picks for the road milling machine they are supplemented with carbide inserts soldered to the head. In this connection, an application of high-speed hot extrusion technology which has already proved itself in a number of investigations as a highly efficient technology for obtaining

Адрес для переписки

Качанов Игорь Владимирович
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 65,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 292-76-77
hidrokaf@bntu.by

Address for correspondence

Kachanov Igor V.
Belarusian National Technical University
65 Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 292-76-77
hidrokaf@bntu.by

precise billets for tools with increased mechanical properties, manufacture of road milling picks, is a very promising direction of the research. The aim of the research is to create a computer model for high-speed hot extrusion in order to intensify a process pertaining to development of technology for manufacturing bimetal picks for road milling machines and to compare the obtained results of modeling and experimental studies. A comparative analysis of the plastic flow in real and model samples has shown that the obtained models provide a qualitative and reliable picture of the plastic flow in the process of high-speed hot extrusion. Modeling in DEFORM-3D eliminates complicated calculations and significantly reduces a number of experimental studies while developing new technological processes.

Keywords: road milling pick, high-speed hot extrusion, finite element method, die tooling, billet, punch, bulk forging

For citation: Kachanov I. V., Shatalov I. M., Roubchenya A. A. (2018) Modeling of High-Speed Extrusion Process for Bimetal Milling Picks of Road Milling Machines in DEFORM-3D Software Environment. *Science and Technique*. 17 (3), 198–203. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-198-203> (in Russian)

Введение

Современное развитие промышленного производства тесно связано с использованием наукоемких и высоких технологий, обеспечивающих конкурентоспособность выпускаемой продукции на мировом рынке путем внедрения новых эффективных процессов обработки материалов при одновременном снижении энерго- и ресурсопотребления. В этой связи большими потенциальными возможностями обладают технологии, основанные на получении биметаллических формообразующих деталей штамповой оснастки методом скоростного горячего выдавливания (СГВ), позволяющие за один удар получать высокоточные изделия с экономией штамповых сталей до 90 % [1–4]. Чтобы разработать технологический процесс изготовления биметаллического инструмента методом СГВ, необходимы информация о характере пластического течения, а также сведения об откликах системы «штамп – инструмент – деформируемый образец» на изменение технологических параметров. Для получения такой информации могут быть использованы методы экспериментального исследования и теоретического моделирования, а также их комбинация. Главная трудность применения всех методов экспериментального исследования заключается в необходимости изготовления технологической оснастки, стоимость которой весьма значительна.

Существенный недостаток теоретических методов – трудность или невозможность их применения к исследованию сложных процессов СГВ. Кроме того, к недостаткам следует отнести некорректность принимаемых допущений: усреднение интенсивности напряжений по очагу пластической деформации, затруднен-

ность или вовсе невозможность учета реальных контактных условий и формоизменения деформируемого образца на каждом этапе протекания процесса, отсутствие учета волновых эффектов при ударном воздействии инструмента на деформируемую заготовку.

Альтернативой экспериментальному и теоретическому методам исследований является использование имитационного моделирования процессов объемной штамповки с помощью метода конечных элементов (МКЭ). Неоспоримое и весьма ценное достоинство этого метода – возможность проведения комплексного физико-механического анализа, который базируется на основных концептуальных положениях, законах и теоремах механики сплошной среды вообще и деформируемого твердого тела в частности. Корректная модель в МКЭ максимально приближена к реальному физическому процессу и позволяет учитывать весьма тонкие физические эффекты [5, 6].

Цель исследований, проводимых авторами, – сопоставление результатов экспериментов при получении биметаллических резцов для дорожных машин.

Методика моделирования

Для проведения исследований и отработки технологии в качестве прототипа выбран резец фирмы Wirtgen W6/20 (рис. 1). Он широко применяется при снятии асфальтобетонного полотна как на малопроизводительных машинах для осуществления ямочного ремонта, так и на высокопроизводительных самоходных дорожных фреззах с шириной барабана более 2 м.

Используя размеры резца-прототипа, был разработан эскиз опытного биметаллического резца, представленный на рис. 2.

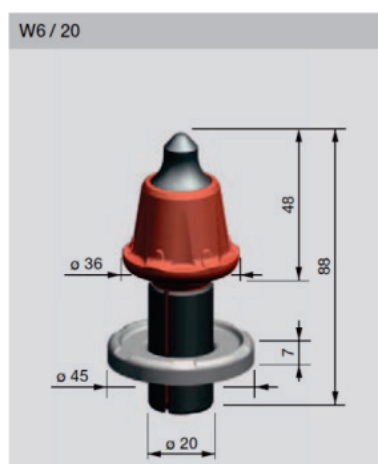


Рис. 1. Дорожный резец W6/20 фирмы Wirtgen

Fig. 1. Road milling pick W6/20 of Wirtgen company

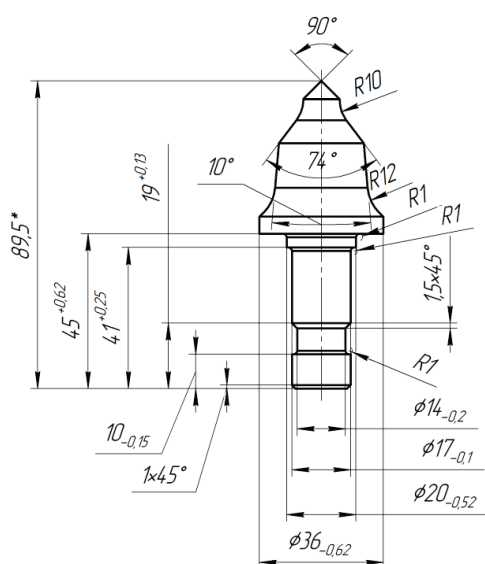


Рис. 2. Эскиз опытного биметаллического резца

Fig. 2. Sketch of experimental bimetal road milling pick

На основе разработанного эскиза резца создана модель для анализа пластического течения в среде программы DEFORM-3D (рис. 3).

Геометрические параметры пуансона и матрицы (рис. 3) принимались на основе упрощенных геометрических параметров эскиза опытного резца. Объем заготовки равен объему полости формообразования хвостовика и матричной полости.

Эскиз оснастки для компьютерного моделирования процесса пластического формообразования резца приведен на рис. 4.

После создания исходной модели в препроцессоре программы DEFORM-3D были заданы следующие исходные данные:

- начальная скорость деформирования $v_0 = (50-60)$ м/с;
- температура составной заготовки $T = 1150$ °С (учитываем, что потеря температуры ΔT при переносе от печи до штампа составляет 50 °С);
- учет потери теплоты заготовки при взаимодействии с инструментом и приращение температуры в ходе деформирования (программа определяет автоматически);
- коэффициент трения $f = 0,015$ [7];
- количество конечных элементов в объеме заготовки 20000 (задается в зависимости от требуемой точности расчета).

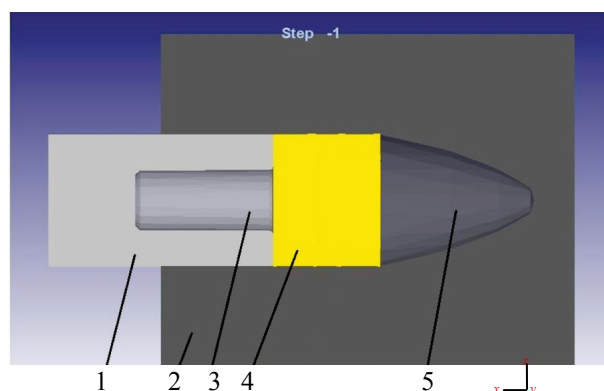


Рис. 3. Модель для анализа пластического течения составной заготовки до ударного нагружения составной заготовки: 1 – пуансон; 2 – матрица; 3 – заготовка; 4 – полость для формообразования хвостовика; 5 – матричная полость

Fig. 3. Model for analysis of plastic flow in composite billet prior to its impact loading: 1 – punch; 2 – die; 3 – billet; 4 – shank forming cavity; 5 – die cavity

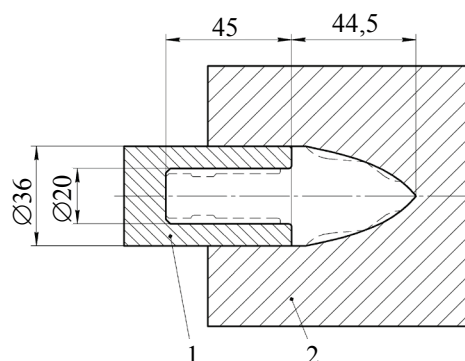


Рис. 4. Эскиз оснастки для компьютерного моделирования процесса пластического формообразования резца:

1 – пуансон; 2 – полуматрица

Fig. 4. Sketch of die tooling for computer simulation of road milling pick plastic shaping process:

1 – punch; 2 – die

После ввода данных запускается пошаговый процесс симуляции с возможностью ввода линии раздела биметалла и просмотра картины течения на любом шаге, т. е. при любом перемещении пуансона, например в момент завершения процесса деформирования (рис. 5).

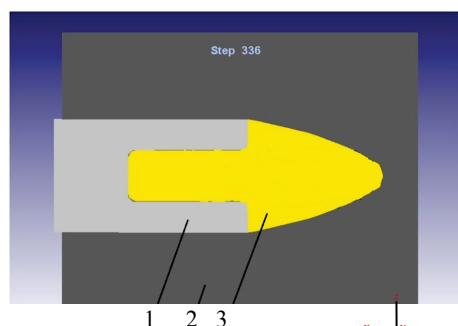


Рис. 5. Модель пластического течения в момент завершения процесса деформирования составной заготовки: 1 – пуансон; 2 – полуматрица; 3 – продеформированная заготовка

Fig. 5. Model of plastic flow at the process completion moment for composite billet deformation process: 1 – punch; 2 – die; 3 – deformed billet

При компьютерном моделировании в DEFORM-3D для оптимизации экспериментальных исследований пластического течения биметаллических заготовок существует возможность создания «обратной» модели. Задавая в модели продеформированного образца требуемую линию раздела двух металлов (рис. 6а, линия А) и «обратным» моделированием придавая составному образцу форму до деформации, можно установить оптимальную форму сопряжения двух частей исходной заготовки (рис. 6б, линия В).

Отмеченное обстоятельство позволило установить до начала экспериментальных исследований вид сопрягаемых поверхностей и характер изменения поверхности раздела В внутри составного образца (рис. 6б), способной в процессе деформации трансформироваться в плоскую поверхность, на базе которой создается неразъемное соединение двух частей биметаллического резца.

Таким образом, на основе полученной «обратной» модели заготовки создан эскиз заготовки опытного резца (рис. 7б) путем аппроксимирования размеров модели (рис. 7а).

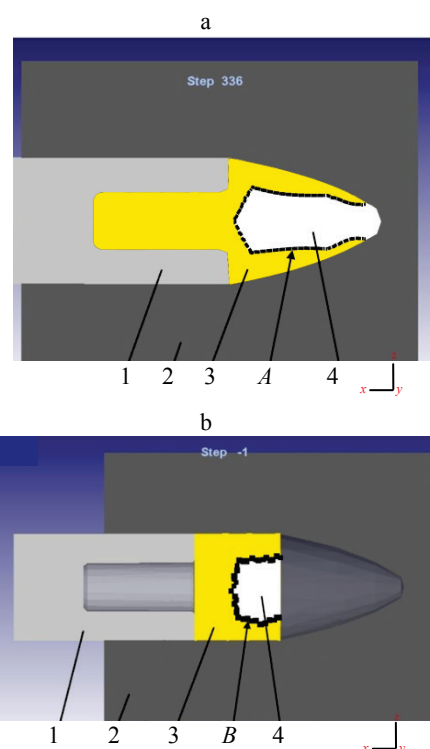


Рис. 6. Модель пластического течения продеформированной заготовки: 1 – пуансон; 2 – полуматрица; 3 – конструкционная сталь; 4 – быстрорежущая сталь

Fig. 6. Model of plastic flow in deformed billet: 1 – punch; 2 – die; 3 – structural steel; 4 – high-speed steel

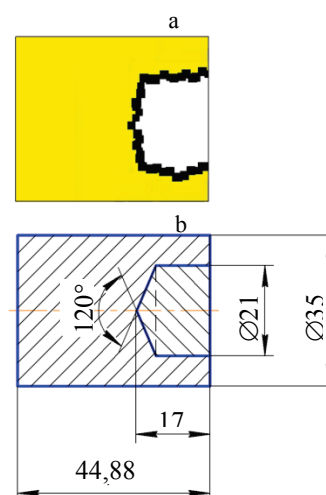


Рис. 7. Создание эскиза заготовки опытного резца на основе полученной «обратной» модели

Fig. 7. Sketch of composite billet for experimental road milling pick based on the obtained “reverse” model

Сравнительный анализ пластического течения реальных образцов, изготовленных по технологии, описанной в [8–10], и полученных моделей производился в графическом редакто-

ре КОМПАС путем наложения линий раздела двух материалов 1 и 2 (рис. 8, линия *A* на линию *B*).

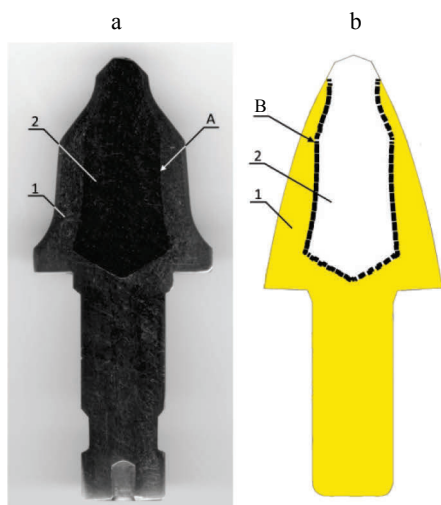


Рис. 8. Сравнительный анализ пластического течения реальных образцов (а) и полученных моделей (б):
1 – сталь 40Х; 2 – сталь P18

Fig. 8. Comparative analysis of plastic flow in real samples (a) and obtained models (b):
1 – steel 40X; 2 – steel P18

Относительное расхождение несовпадающих точек не превышало 10 %. Это объясняется тем, что для моделей приняты идеальные условия деформирования, не учитывающие допуски, назначаемые при изготовлении реальной оснастки, и физическую природу строения реальных металлов. В целом же моделирование пластического течения биметаллических составных заготовок, как это видно из рассмотрения линий раздела двух материалов *A* и *B* на рис. 8, является качественным и достоверным.

ВЫВОДЫ

1. Построены и изучены модели получения биметаллических резцов для дорожных машин в компьютерной программе DEFORM-3D методом конечных элементов.

2. Проведен сравнительный анализ пластического течения реальных и модельных образцов и установлено, что полученные модели предоставляют качественную и достоверную картину пластического течения в процессе скоростного горячего выдавливания.

3. Возможность «обратного» моделирования позволяет до проведения экспериментальных исследований установить оптимальную форму изготовления составной биметаллической заготовки, что представляет собой вклад в теорию математического планирования эксперимента в части установления минимального количества экспериментов с прогнозируемым расположением поверхности соединяемых разнородных материалов в процессе изготовления биметаллических деталей различного функционального назначения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Качанов, И. В. Скоростное горячее выдавливание стержневых изделий / И. В. Качанов; под ред. Л. А. Исаевича. Минск: Технопринт, 2002. 327 с.
2. Здор, Г. Н. Технология высокоскоростного деформирования материалов / Г. Н. Здор, Л. А. Исаевич, И. В. Качанов. Минск: БНТУ, 2010. 456 с.
3. Скоростное горячее выдавливание стержневых изделий с плакированием торцевой части / И. В. Качанов [и др.]. Минск: БНТУ, 2011. 198 с.
4. Капранов, В. Н. Особенности высокоскоростного горячего выдавливания формовочного инструмента повышенной точности / В. И. Капранов, В. Я. Осинных // Повышение качества и эффективности изготовления технологической оснастки методами пластического деформирования: сб. тез. Всесоюз. науч.-техн. конф. Таллинн, 1977. С. 125–129.
5. Исследование технологических возможностей поперечного выдавливания методом конечных элементов / К. М. Иванов [и др.] // Металлообработка. 2001. № 2. С. 24–27.
6. Иванов, К. М. Метод конечных элементов в технологических задачах ОМД / К. М. Иванов, В. С. Шевченко, Э. Е. Юргенсон. СПб.: Ин-т машиностроения, 2000. 217 с.
7. Согришин, Ю. П. Штамповка на высокоскоростных молотах / Ю. П. Согришин, Л. Г. Гришин, В. М. Воробьев. М.: Машиностроение, 1978. 164 с.
8. Рубчя, А. А. Технология изготовления резцов для дорожных машин / А. А. Рубчя, А. А. Денисик, А. А. Герасименко // Современные направления в проектировании, строительстве, ремонте и содержании транспортных сооружений: материалы I Междунар. студ. конф. Минск: БНТУ, 2017. С. 172–177.
9. Резец для дорожной или горной машины и способ его изготовления: пат. 21535 Респ. Беларусь, МПК Е 21С 35/183 / И. В. Качанов, В. Н. Шарий, А. А. Рубчя, В. В. Власов; дата публ. 28.02.2016.
10. Рубчя, А. А. Моделирование пластического течения металла при скоростном горячем выдавливании до-

рожных резцов / А. А. Рубченя // Проблемы и перспективы развития транспортного комплекса: материалы Междунар. заоч. науч.-практ. конф. Минск, 1–15 дек. 2015 г. / М-во трансп. и коммуникаций Респ. Беларусь, Белорус. науч.-исслед. ин-т трансп. «Транстехника»; редкол.: А. В. Королев, В. С. Миленский, С. Б. Соболевский. Минск: БелНИИТ «Транстехника», 2016. 286 с.

Поступила 05.10.2017

Подписана в печать 08.12.2017

Опубликована онлайн 29.05.2018

REFERENCES

1. Kachanov I. V., Isaevich L. A. (2002) *High-speed Hot Extrusion of Core Products*. Minsk, Tekhnoprint. 327 (in Russian).
2. Zdor G. N., Isaevich L. A., Kachanov I. V., (2010) *Technology of High-Speed Material Deformation*. Minsk, Belarusian National Technical University. 456 (in Russian).
3. Kachanov I. V., Zdor G. N., Isaevich L. A., Shary V. N. (2011) *High-Speed Hot Extrusion of Core Products with Butt end Cladding*. Minsk, Belarusian National Technical University. 198 (in Russian).
4. Kapranov I. V., Osinnykh V. Ya. (1977) Peculiar Features of High-Speed Hot Extrusion of High Precision Forming Tool. *Povyshenie Kachestva i Effektivnosti Izgotovleniia Tekhnologicheskoi Osnastki Metodami Plasticheskogo Deformirovaniia: Sb. Tezisov Vsesoiuz. Nauch.-Tekh. Konf.* [Improvement of Quality and Efficiency in Manufacturing of Machine-Tool Attachments While Using Deformation Methods. Book of Abstracts of All-Union Scientific Research Conference]. Tallinn, 125–129 (in Russian).
5. Ivanov K. M., Liasnikov A. V., Gumeniuk Iu. I., Matveev S. A. (2001) Investigation of Technological Capabilities for Cross-Sectional Extrusion Using Finite Element Method. *Metalloobrabotka*, 2, 24–27 (in Russian).
6. Ivanov K. M., Shevchenko V. S., Yurgenson E. E. (2000) *Finite Element Method for Technological Tasks of Metal Forming Processes*. Saint-Petersburg, Institute of Machine Building. 217 (in Russian).
7. Sogrishin Yu. P., Grishin L. G., Vorobiov V. M. (1978) *Die Stamping Using High-Speed Hammers*. Moscow, Mashinostroenie Publ. 164 (in Russian).
8. Rubchenya A. A., Denisik A. A., Gerasimenko A. A. (2017) Technology of Making Cutters for Road Machines. *Sovremennye Napravleniya v Proektirovanii, Stroitel'stve, Remonte i Soderzhanii Transportnykh Sooruzhenii: Materialy I Mezhdunar. Stud. Konf.* [Modern Directions in Designing, Construction, Repair and Maintenance of Transport Facilities: Proceedings of the I International Student Conference]. Minsk, Belarusian National Technical University, 172–177 (in Russian).
9. Kachanov I. V., Shary V. N., Roubchenya A. A., Vlasov V. V. (2016) *Road Milling Picks for Road and Mining Machines and the Method of its Manufacture*. Patent Republic of Belarus No 21535 (in Russian).
10. Roubchenya A. A. (2016) *Modeling of Plastic Flow of Metal with High-Speed Hot Extrusion of Road Milling Picks*. Minsk, Belarusian Scientific Research Institute “Transtekhnika”. 286 (in Russian).

Received: 05.10.2017

Accepted: 08.12.2017

Published online: 29.05.2018

Математическое моделирование рабочей зоны технологического оборудования для двусторонней обработки линз

Докт. техн. наук, проф. А. С. Козерук¹⁾, асп. Д. Л. Мальпика^{1,2)},
кандидаты техн. наук, доценты М. И. Филонова¹⁾, В. И. Шамкалович¹⁾, асп. Р. О. Диас Гонсалес^{1,3)}

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь),

²⁾Университет Якамбу (Баркисимето, Венесуэла),

³⁾Университетский политехнический институт Сантьяго Мариньо (Мерида, Венесуэла)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Выполнено математическое моделирование геометрических и кинематических связей рабочей зоны одной из типовых секций станка для одновременной двусторонней абразивной обработки высокоточных линз малой жесткости (с тонким центром) в условиях свободного притирания. Получено аналитическое выражение для расчета скорости скольжения в произвольно выбранной точке как на обрабатываемой, так и на обрабатывающей поверхностях. Поскольку в предлагаемой технологии одновременной двусторонней обработки колебательное движение совершают только обрабатывающие инструменты, причем выпуклый из них соединен с поводком жестко и совершает возвратно-вращательное (колебательное) движение вокруг центра обрабатываемой сферической поверхности, а шарнирное соединение последнего с выходным звеном исполнительного механизма технологического оборудования реализуется посредством сопряжения шарового наконечника поводка со сферическим гнездом в выходном звене, то во избежание раскрытия стыка (локального нарушения контакта между притирающимися поверхностями инструмента и заготовки) длина поводка должна быть не менее определенного значения. Для выявления аналитической зависимости длины поводка инструмента от величины радиуса обрабатываемой сферической поверхности линзы и коэффициента трения в зоне контакта инструмента и заготовки рассмотрена схема действия сил при обработке вогнутых поверхностей линз малого радиуса кривизны в случае расположения инструмента сверху. Коэффициент трения, входящий в полученное выражение, определяли для случаев шлифования суспензиями микропорошков М40, М28, М10 на чугунных шлифовальниках и полирования суспензией полирита на смоляном и пенополиуретановом полировальниках. При этом использовали метод «наклонной плоскости», согласно которому заготовку из оптического стекла первоначально притирали к инструменту соответствующей абразивной суспензией и, наклоняя инструмент с заготовкой, определяли угол в тот момент, когда заготовка начинала скользить по поверхности инструмента.

Ключевые слова: оптические детали, математическое моделирование, технологическое оборудование, рабочая зона, скорость скольжения, коэффициент трения, локальная погрешность

Для цитирования: Математическое моделирование рабочей зоны технологического оборудования для двусторонней обработки линз / А. С. Козерук [и др.] // *Наука и техника*. 2018. Т. 17. № 3. С. 204–210. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-204-210>

Mathematical Modeling of Operational Zone for Technological Equipment Used for Double-Sided Processing of Lenses

A. S. Kozeruk¹⁾, Y. L. Malpica^{1,2)}, M. I. Filonova¹⁾, V. I. Shamkalovich¹⁾, R. O. Dias Gonzalez^{1,3)}

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus),

²⁾Universidad Yacambu (Barquisimeto, Venezuela),

³⁾Instituto Universitario Politecnico Santiago Marino (Merida, Venezuela)

Abstract. A mathematical modeling of geometric and kinematic relations has been made in respect of an operational zone for one of the standard machine tool sections which is used for simultaneous double-sided abrasive processing of highly-accurate

Адрес для переписки

Козерук Альбин Степанович
Белорусский национальный технический университет
ул. Я. Коласа, 22,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 292-74-91
kipp@bntu.by

Address for correspondence

Kozeruk Albin S.
Belarusian National Technical University
22 Ya. Kolasa str.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 292-74-91
kipp@bntu.by

lenses with a small rigidity (with a thin centre) under free lapping conditions. An analytical expression has been obtained for calculation of a sliding velocity in an arbitrarily selected point either on a surface to be processed or on a processing surface. As the proposed technology for simultaneous double-sided processing presupposes oscillatory motion of only processing tools then in order to eliminate a joint opening (a local contact fault between lapping surfaces of a tool and a work-piece) length of a drive piece must be not less than a specified value. In this case a convex tool is rigidly connected with a drive piece and it makes a reversing rotary motion (an oscillatory motion) around a centre of the processed spherical surface and a hinged joint of the centre with an output element of the technological equipment actuation mechanism is realized by transition of the drive piece ball end with a spherical seat in the output unit. In order to reveal analytical dependence of tool drive piece length on radius value of the processed spherical lens surface and friction coefficient in the contact zone of the tool and a work-piece the paper has considered a flow pattern of force while processing concave surfaces of lenses having small radius of curvature in case when the tool is positioned at the top. The friction coefficient included in the obtained expression has been determined for grinding while using suspensions of M40, M28, M10 micro-powders in a cast-iron grinding instrument and polishing while using polyrhythm suspension in a pitch and urethane-foam polisher. A method of the inclined plane has been used in this case and following the method a work-piece of optical glass has been initially lapped to the tool with the help of the appropriate abrasive suspension and the required angle has been determined at the moment when the work-piece started its sliding movement along the tool surface.

Keywords: optical parts, mathematical modeling, technological equipment, operational zone, sliding velocity, friction coefficient, local error

For citation: Kozeruk A. S., Malpica Y. L., Filonova M. I., Shamkalovich V. I., Dias Gonzalez R. O. (2018) Mathematical Modeling of Operational Zone for Technological Equipment Used for Double-Sided Processing of Lenses. *Science and Technique*. 17 (3), 204–210. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-204-210> (in Russian)

Введение

Особенностью математического моделирования рабочей зоны технологического оборудования для абразивной обработки оптических деталей, в том числе линз, является то, что эта обработка происходит по методу свободного притирания, при реализации которого припуск с заготовки снимается за счет ее проскальзывания относительно инструмента, или наоборот [1]. В рассматриваемом математическом моделировании такое проскальзывание характеризуется скоростью скольжения (или путями трения) обрабатываемой поверхности относительно обрабатываемой [2]. Данная скорость – результирующая сложного движения инструмента относительно заготовки, включающего в себя разные по величине скорости их вращения вокруг собственной оси симметрии, и переносного (возвратно-вращательного) движения одной из притирающихся поверхностей [3]. Поэтому задачей математического моделирования обработки по методу свободного притирания является получение аналитического выражения для результирующей линейной скорости скольжения в произвольно выбранной точке на поверхности детали с последующим определением скоростей в точках ее диаметрального сечения.

Моделирование геометрических и кинематических связей

Определим выражение для расчета скорости скольжения v_M в произвольной точке M зоны

контакта инструмента 1 и сферической заготовки 2 (рис. 1) с радиусом кривизны R при обработке на рычажном шлифовально-полировальном станке модели ШП. Вектор этой скорости запишем в виде

$$\vec{v}_M = \vec{v}_M^h - \vec{v}_M^b, \quad (1)$$

где $\vec{v}_M^h = \vec{\omega}_h \times \vec{R}_M$, $\vec{v}_M^b = \vec{\omega}_b \times \vec{R}_M + \vec{v}_M^{b-b}$ – вектор абсолютной скорости соответственно нижнего и верхнего звеньев в рассматриваемой точке, вращающихся с угловыми скоростями ω_h и ω_b , причем $\omega_b = (0,6-0,9)\omega_h$ [4]; $\vec{R}_M$ – вектор, начало которого расположено в центре O кривизны сферической поверхности, а конец – в точке M ; $\vec{v}_M^{b-b}$ – вектор скорости возвратно-вращательного движения верхнего звена.

Из анализа рис. 1 видно, что центр C рабочей поверхности верхнего звена (инструмент 1) в любой момент времени обработки принадлежит, с одной стороны, сфере радиуса l_{AC} с центром в точке A , с другой – сферической поверхности нижнего звена (деталь 2). Пересечение двух сфер определяет окружность, плоскость которой перпендикулярна линии, соединяющей их центры [5]. Таким образом, точка C в возвратно-вращательном движении перемещается по дуге окружности с центром на линии AO в плоскости, перпендикулярной этой линии.

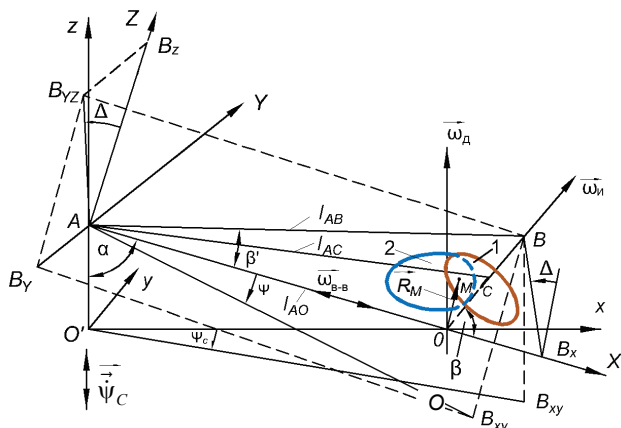


Рис. 1. Расчетная схема для определения скорости скольжения в случае абразивной обработки линз по методу свободного притирания

Fig. 1. Computational diagram for determination of sliding velocity in case of lens abrasive processing while using free lapping

То же самое можно сказать применительно к любой точке верхнего звена, а также плоскости треугольника ABO . Угловую скорость этого движения, вектор которой направлен вдоль оси AO , обозначим ω_{B-B} . Тогда для точки M можно записать

$$\vec{v}_M^{B-B} = \vec{\omega}_{B-B} \times \vec{R}_M, \quad \text{причем } \omega_{B-B} = \dot{\Delta},$$

где Δ – угол между вертикальной плоскостью AXZ неподвижной системы координат $AXYZ$, ось AX которой проходит через точку O и шарнир A , и плоскостью треугольника ABO , сторона AB которого представляет собой прямую, соединяющую шарнир A и центр шарового наконечника поводка верхнего звена.

Если координаты центра шарика B поводка верхнего звена в системе координат $AXYZ$ обозначить X_B, Y_B, Z_B , то

$$\Delta = -\arctg \frac{Y_B}{Z_B}, \quad (2)$$

где $Y_B = X_B \tg \psi$; $Z_B = l_{AB} \sin \beta \cos \Delta$; $X_B = l_{AB} \cos \beta$;
 $\beta = \arccos \frac{l_{AB}^2 + l_{AO}^2 - l_{OB}^2}{2l_{AO}l_{AB}}$ – угол между прямыми

ми $l_{AO} = \sqrt{X_O^2 + (h - h_d + R)^2}$ и $l_{AB} = \sqrt{l_5^2 + l_6^2}$,

имеющими общее начало на оси симметрии шарнира A и проходящими через точку O и центр шарика B соответственно (рис. 2); ψ – угол, определяющий положение штанги в плоскости AXY ; $l_{OB} = R + h_B$ – расстояние между точкой O и шариком B ; h_d – расстояние от плоскости механизма шарнирного четырехзвенника до шарнира A и базовой плоскости B установки нижнего звена станка соответственно; h_n – высота хвостовика 9 инструмента; l_6 – длина поводка 6; l_5 – длина штанги 5; x_O – расстояние между осями шарнира A и нижнего звена.

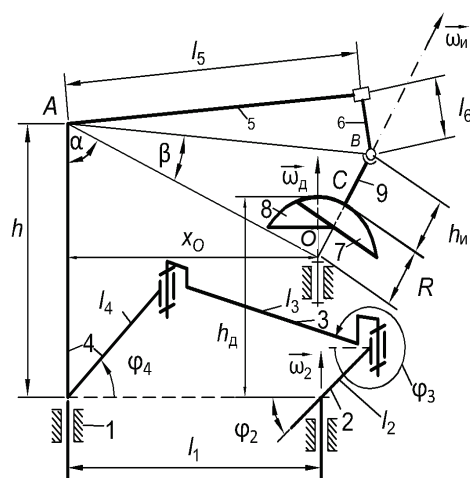


Рис. 2. Размерная цепь рабочей зоны станка модели ШП при обработке деталей с неполными сферическими поверхностями: 1 – основание; 2 – кривошип; 3 – шатун; 4 – рычаг со стойкой; 5 – штанга; 6 – поводок; 7 – инструмент; 8 – деталь; 9 – хвостовик инструмента

Fig. 2. Dimension chain of operational zone for ШП-machine tool while processing parts with incomplete spherical surface: 1 – foundation bed; 2 – crankshaft; 3 – piston rod; 4 – rod with mounting rack; 5 – guide bar; 6 – drive piece; 7 – tool; 8 – part; 9 – tool shank

Используя приведенные обозначения, выражение (2) можно записать в виде

$$\Delta = -\arcsin(\ctg \beta - \tg \psi). \quad (3)$$

Установим связь между углами ψ и ψ_C , последний из которых определяет положение штанги верхнего звена в горизонтальной плоскости xy и согласно конструкции станка равен [6]

$$\psi_C = \varphi_4 - \pi/2.$$

Из рис. 1 видно, что

$$\operatorname{tg} \psi = \frac{Y_B}{X_B}, \text{ причем } Y_B = y_B, \quad (4)$$

где y_B – координата центра шарика B в горизонтальной плоскости xu системы координат $O'xuz$, ось x которой проходит через центр кривизны O сопряженных поверхностей детали и инструмента, а точка O' (рис. 1) является пересечением оси x с вертикальной осью вращения звена 4 (рис. 2) механизма шарнирного четырехзвенника.

Для определения координаты y_B запишем следующую систему уравнений:

$$\left. \begin{aligned} (x_B - x_A)^2 + (y_B - y_A)^2 + (z_B - z_A)^2 &= l_{AB}^2; \\ (x_B - x_O)^2 + (y_B - y_O)^2 + (z_B - z_O)^2 &= l_{OB}^2; \\ y_B &= -x_B \operatorname{tg} \psi_C, \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

где $x_A, y_A, z_A, x_B, y_B, z_B, x_O, y_O, z_O$ – координаты точек соответственно A, B, O в горизонтальной плоскости xu ; $z_A = h - z_O - h_n + R$ – значение координаты z_A .

Запишем значения координат точек A, B, O :

$$\begin{aligned} A &= A(0, 0, z_A); \\ B &= B(x_B, y_B, z_B); \\ O &= O(x_O, 0, 0). \end{aligned}$$

С учетом этих координат система уравнений (5) принимает вид:

$$\left. \begin{aligned} x_B^2 + y_B^2 + (z_B - z_A)^2 &= l_{AB}^2; \\ (x_B - x_O)^2 + y_B^2 + z_B^2 &= l_{OB}^2; \\ y_B &= -x_B \operatorname{tg} \psi_C. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Решив систему (6), получим выражение

$$x_B^2(A^2 + 4z_A^2 + 4z_A^2 \operatorname{tg}^2 \psi_C) + 2x_B(AB - 4z_A^2 x_O) + B^2 - 4z_A^2(l_{OB}^2 - x_O^2) = 0, \quad (7)$$

представляющее собой квадратное уравнение относительно x_B , корнями которого являются:

$$x_B = \frac{-b + \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a}; \quad x_B = \frac{-b + \sqrt{b^2 + 4ac}}{2a},$$

где

$$\begin{aligned} a &= A^2 + 4z_A^2(1 + \operatorname{tg}^2 \psi_C); \quad b = 2(AB - 4z_A^2 x_O); \\ c &= B^2 - 4z_A^2(l_{OB}^2 - x_O^2); \end{aligned}$$

$$A = 2x_O; \quad B = l_{OB}^2 - l_{AB}^2 - x_O^2 + z_A^2.$$

Таким образом, при решении системы уравнений (5) получаем решения $(x_B^{(1)}, y_B^{(1)}, z_B^{(1)})$ и $(x_B^{(2)}, y_B^{(2)}, z_B^{(2)})$, для выбора нужного из которых дадим им геометрическую интерпретацию. Побочные корни появились по той причине, что с точки зрения математики системе (6) удовлетворяет еще одно гипотетическое положение центра B шарового наконечника поводка ниже координатной плоскости $O'xuz$ (рис. 1). Для этого побочного решения $z_B < 0$. Поэтому из двух решений выбираем то, для которого $z_B > 0$. Кроме того, из рис. 1 видно, что для побочного решения x_B меньше, чем у искомого. Следовательно, x_B можно выбрать из условия $x_B = \max(x_B^{(1)}, x_B^{(2)})$.

Итак, для любого значения обобщенной координаты φ_2 известен угол ψ_C , зная который, с помощью (6) можно определить координату y_B центра B шарового наконечника поводка. Тогда с учетом (3) и (4) представляется возможным вычислить скорость возвратно-вращательного движения звена.

Определение скорости скольжения

Для определения скорости v_M по формуле (1) необходимо записать проекции векторов в системе координат $AXYZ$ и раскрыть соответствующие векторные произведения [7]. Данные проекции имеют вид:

$$\begin{aligned} \vec{\omega}_H &= \begin{pmatrix} -\omega_H \cos \alpha \\ 0 \\ \omega_H \sin \alpha \end{pmatrix}; \quad \vec{\omega}_B = \begin{pmatrix} \omega_B \cos \beta' \\ -\omega_B \sin \beta' \sin \Delta \\ \omega_B \sin \beta' \cos \Delta \end{pmatrix}; \\ \vec{\omega}_{B-B} &= \begin{pmatrix} \dot{\Delta} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}; \quad \begin{pmatrix} X_M \\ Y_M \\ Z_M \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} X_M \sin \alpha - Z_M \cos \alpha \\ y_M \\ X_M \cos \alpha + Z_M \sin \alpha \end{pmatrix}, \end{aligned}$$

где $\beta' = \arccos(l_{AB}^2 - l_{AO}^2 - l_{OB}^2) / 2l_{AO}l_{OB}$ – угол между осью симметрии инструмента и осью X (рис. 1);

$$\begin{pmatrix} x_M \\ y_M \\ z_M \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R \sin \Theta_M^H \cos(\varphi_M^H + \varphi_H) \\ R \sin \Theta_M^H \sin(\varphi_M^H + \varphi_H) \\ R \cos \Theta_M^H \end{pmatrix} - \text{проекция век-}$$

тора $\vec{R}_M$ в горизонтальной системе координат $Oxyz$; R , Θ_M^H , φ_M^H – сферические координаты точки M в системе координат, жестко связанной с нижним звеном станка; $\varphi_H = \omega_H t_H$ – угол поворота детали за время обработки t .

Если исследуемая точка M принадлежит верхнему звену и задана сферическими координатами R , Θ_M^H , φ_M^H в жестко связанной с ним системе координат, то ее проекции X_M , Y_M , Z_M в системе координат $AXYZ$:

$$\begin{pmatrix} X_M \\ Y_M \\ Z_M \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \Delta & -\sin \Delta \\ 0 & \sin \Delta & \cos \Delta \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} \sin \beta' & 0 & \cos \beta' \\ 0 & 1 & 0 \\ -\cos \beta' & 0 & \sin \beta' \end{pmatrix} \begin{pmatrix} R \sin \Theta_M^B \cos(\varphi_M^B + \varphi_B) \\ R \sin \Theta_M^B \sin(\varphi_M^B + \varphi_B) \\ R \cos \Theta_M^B \end{pmatrix},$$

где $\varphi_B = \omega_B t$ – угол поворота верхнего звена вокруг своей оси за время обработки t .

Используя изложенное и равенство (1), можно рассчитать скорость скольжения в произвольной точке M как нижнего, так и верхнего звеньев, т. е. детали и инструмента.

Определение коэффициента трения

При абразивной обработке выпуклых поверхностей линз по классической технологии заготовку детали закрепляют на шпиндель станка, а инструмент в виде чашки устанавливают на вращающуюся линзу и сообщают ему колебательное движение [8]. Если же необходимо обработать вогнутую поверхность линзы, на шпиндель станка помещают инструмент в виде гриба, по поверхности которого перемещается заготовка. В обоих случаях соединение выходного звена исполнительного механизма станка как с обрабатываемым, так и с наклеечным инструментами осуществляется с помощью поводка, шаровой наконечник которого

входит в сферическое гнездо хвостовика упомянутых инструментов.

В предлагаемой технологии одновременной двусторонней обработки колебательное движение совершают только обрабатывающие инструменты, причем выпуклый из них соединен с поводком жестко и совершает возвратно-вращательное (колебательное) движение вокруг центра обрабатываемой сферической поверхности, а шарнирное соединение последнего с выходным звеном исполнительного механизма технологического оборудования реализуется посредством сопряжения шарового наконечника поводка со сферическим гнездом в выходном звене. При этом во избежание раскрытия стыка (локального нарушения контакта между притирающимися поверхностями инструмента и заготовки) длина поводка должна быть не менее определенного значения [9], для установления которого обратимся к рис. 3.

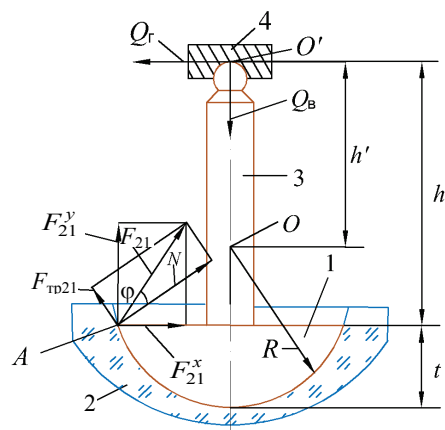


Рис. 3. Схема действия сил при обработке вогнутых поверхностей линз малого радиуса кривизны в случае расположения инструмента сверху

Fig. 3. Scheme of force action while processing concave surfaces of lenses having small radius of curvature when tool is in upper position

На рис. 3 приведена схема действия сил в крайней точке диаметального сечения инструмента 1, контактирующего со сферической поверхностью радиусом R линзы 2. Рассматривается момент, когда к поводку 3 приложена сила Q_B , создающая необходимое давление в зоне контакта притирающихся поверхностей, и сила Q_r , перемещающая инструмент в данном случае влево. В результате действия этих сил в максимально удаленной от оси симметрии

инструмента точке A контакта инструмента с заготовкой возникают силы реакции $F_{21}^y = |Q_B|$ и $F_{21}^x = |Q_T|$, равнодействующая которых $F_{21} = \sqrt{(F_{21}^x)^2 + (F_{21}^y)^2}$ может быть разложена на силу трения $F_{тр21}$ и нормальную силу N , причем $N = F_{21} \cos \varphi$ (где $\varphi = \arctg f$ – угол трения; f – коэффициент трения). Наличие силы N приводит к появлению момента трения $M_{тр} = fNR$, который для движения инструмента по обрабатываемой поверхности без раскрытия стыка должен быть меньше момента движения $M_{дв} = Q_B h'$ (где h' – расстояние от центра O обрабатываемой сферической поверхности детали до точки O' контакта шарового наконечника поводка 3 со сферическим гнездом в выходном звене исполнительного механизма станка 4). Кроме того, момент движения должен преодолевать также момент от вертикальной силы Q_B : $M_B = Q_B d/2$ (где d – диаметр вогнутой поверхности линзы). Следовательно, $M_{дв} > M_{тр} + M_B$, т. е. $Q_T h' > fNR + 0,5 Q_B d$. Отсюда

$$h' = \frac{fNR + 0,5 Q_B d}{Q}. \quad (8)$$

Коэффициент трения f , входящий в (8), определяли для случаев шлифования суспензиями микропорошков М40, М28, М10 на чугунных шлифовальниках и полирования суспензией полирита (окись церия) на смоляном и пенополиуретановом полировальниках. При этом использовали метод «наклонной плоскости» [10], согласно которому заготовку из оптического стекла К8 размером 60×10 мм первоначально притирали к инструменту (шлифовальнику или полировальнику) соответствующей абразивной суспензией и, наклоняя инструмент с заготовкой, определяли угол α в тот момент, когда заготовка начинала скользить по поверхности инструмента. В этот момент $\vec{F}_{тр}^{ск} = \vec{F}_{ск} = \vec{F}_{тр21}$ (где $\vec{F}_{ск}$ – скатывающая сила).

Согласно рис. 4, $\vec{F}_{ск} = mg \sin \alpha$, $\vec{N} = mg \cos \alpha$ (где m – масса заготовки).

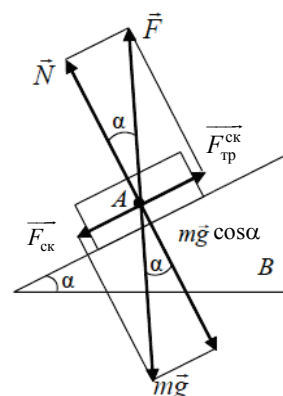


Рис. 4. К определению коэффициента трения стекла по металлу по методу «наклонной плоскости»

Fig. 4. Determination of glass-metal friction coefficient while using method of inclined plane

Тогда

$$f = \frac{\vec{F}_{тр}}{\vec{N}} = \tg \alpha. \quad (9)$$

Рассчитанные по (9) значения коэффициента трения f для вышеотмеченных случаев шлифования и полирования деталей из оптического стекла в условиях свободного притирания приведены в табл. 1.

Таблица 1

Значения коэффициента трения
Values of friction coefficient

Суспензия микропорошка			Полировальник	
М40	М28	М10	смоляной	пенополиуретановый
0,20–0,22	0,23–0,25	0,27–0,29	0,5–0,6	1,1–1,2

ВЫВОДЫ

1. В результате выполненного математического моделирования рабочей зоны станка для одновременной двусторонней абразивной обработки линз в условиях свободного притирания представляется возможным определить критерии эффективного формообразования высокоточных оптических деталей, обеспечивающих наилучшие количественные и качественные показатели процесса.

2. Установленные значения коэффициентов трения на границе между стеклом и инструментом с нанесенной на его рабочую поверхность абразивной суспензией позволяют рассчитать

длину поводка инструмента, при которой не происходит раскрытие стыка между притирающимися поверхностями, что способствует повышению качества деталей за счет исключения на их исполнительной поверхности локальной погрешности в виде «сорванного края».

ЛИТЕРАТУРА

1. Филонов, И. П. Управление формообразованием прецизионных поверхностей деталей машин и приборов / И. П. Филонов, Ф. Ф. Климович, А. С. Козерук. Минск: ДизайнПРО, 1995. 208 с.
2. Козерук, А. С. Формообразование прецизионных поверхностей / А. С. Козерук. Минск: ВУЗ-ЮНИТИ, 1997. 176 с.
3. Козерук, А. С. Управление формообразованием прецизионных поверхностей деталей машин и приборов на основе математического моделирования / А. С. Козерук. Минск, 1997. 317 с.
4. Сулим, А. М. Производство оптических деталей / А. В. Сулим. М.: Высш. шк., 1969. 303 с.
5. Исследование кинематических закономерностей процесса двусторонней обработки двояковыпуклых оптических деталей / А. С. Козерук [и др.] // Веснік Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2008. № 2. С. 26–31.
6. Бардин, А. Н. Технология оптического стекла / А. Н. Бардин. М.: Высш. шк., 1963. 519 с.
7. Артоболевский, И. И. Теория механизмов и машин. 4-е изд. / И. И. Артоболевский. М.: Наука, 1988. 639 с.
8. Зубаков, В. Г. Технология оптических деталей / В. Г. Зубаков, М. Н. Семибратов, С. К. Штандель; под ред. М. Н. Семибратова. М.: Машиностроение, 1985. 368 с.
9. Станок для одновременной двусторонней обработки линз с крутыми вогнутыми поверхностями: пат. 10726 Респ. Беларусь, МПК В 24В 13/00 / А. С. Козерук, И. П. Филонов, А. А. Сухоцкий, В. Ф. Климович, Е. С. Таболина; заявитель БНТУ, № а20060589; заявл. 14.06.2006; опубл. 30.06.2008 // Офиц. бюл. / Нац. центр интел. собств. № 3. С. 76.
10. Грудев, А. П. Трение и смазки при обработке металлов давлением / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг, В. Т. Тилик. М.: Металлургия, 1982. С. 312.

Поступила 06.12.2017

Подписана в печать 09.02.2018

Опубликована онлайн 29.05.2018

REFERENCES

1. Filonov I. P., Klimovich F. F., Kozeruk A. S. (1995) *Control Over Shaping Process of Precision Surfaces of Machine and Device Parts*. Minsk, DizaynPRO Publ. 208 (in Russian).
2. Kozeruk A. S. (1997) *Shaping Process of Precision Surfaces*. Minsk, VUZ-YuNITI Publ. 176 (in Russian).
3. Kozeruk A. S. (1997) *Control Over Shaping Process of Precision Surfaces of Machine and Device Parts on the Basis of Mathematical Simulation*. Minsk. 317 (in Russian).
4. Sulim A. M. (1969) *Production of Optical Parts*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 303 (in Russian).
5. Kozeruk A. S., Sukhotskii A. A., Klimovich V. F., Filonova M. I. (2008) Investigation of Kinematic Regularities in Double-Sided Processing of Double Convex Optical Parts. *Vestsi Natsyynal'nai Akademii Navuk Belarusi. Seryya Fizika-Tekhnichnykh Navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-Technical Series*, (2), 26–31 (in Russian).
6. Bardin A. N. (1963) *Technology of Optical Glass*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 519 (in Russian).
7. Artobolevsky I. I. (1988). *Theory of Mechanisms and Machines*. 4th ed. Moscow, Nauka Publ. 639 (in Russian).
8. Zubakov V. G., Semibratov M. N., Shtandel S. K. (1985) *Technology of Optical Parts*. Moscow, Mashinostroyeniye Publ. 368 (in Russian).
9. Kozeruk A. S., Filonov I. P., Sukhotsky A. A., Klimovich V. F., Tabolina E. S. (2008) *Machine-Tool for Simultaneous Two-Sided Processing of Lenses with Steep Concave Surface*. Patent Republic of Belarus No 10726 (in Russian).
10. Grudev A. P., Zilberg Yu. V., Tilik V. T. (1982) *Friction and Lubrication in Metal Forming*. Moscow, Metallurgiya Publ. 312 (in Russian).

Received: 06.12.2017

Accepted: 09.02.2018

Published online: 29.05.2018

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-211-219>

УДК 621.9.047.7

Электролитно-плазменное полирование титановых и ниобиевых сплавов

Канд. техн. наук, доц. Ю. Г. Алексеев¹⁾, канд. техн. наук А. Ю. Королёв¹⁾,
канд. техн. наук, доц. В. С. Нисс¹⁾, инж. А. Э. Паршута¹⁾, асп. А. С. Будницкий¹⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Титановые и ниобиевые сплавы широко применяются в настоящее время в самолетостроении, атомной энергетике, СВЧ-технике, космической и ультразвуковой технике, а также при производстве изделий медицинского назначения. В большинстве случаев технология изготовления таких изделий предусматривает выполнение качественного полирования поверхности. Традиционно для полирования изделий из титановых и ниобиевых сплавов используются механические и электрохимические методы. Недостатки механических методов – малая производительность, подверженность внедрению инородных частиц, затруднения при обработке сложных геометрических форм. Для электрохимических технологий указанные материалы являются труднообрабатываемыми, а процессы их полирования требуют применения токсичных электролитов. Традиционно электрохимическое полирование титановых и ниобиевых сплавов осуществляют в кислотных электролитах, состоящих из токсичной плавиковой (20–25 %), серной азотной и хлорной кислот. Недостатки таких растворов – их высокая агрессивность и вред, наносимый производственному персоналу и окружающей среде. Предлагается использовать принципиально новые, разработанные авторами статьи режимы электролитно-плазменной обработки с целью электролитно-плазменного полирования и очистки изделий из титановых и ниобиевых сплавов с применением электролитов простого состава на основе водного раствора фторида аммония, обеспечивающие существенное повышение качества поверхности с высокой отражательной способностью. За счет применения водного электролита технология обладает высокой экологической безопасностью по сравнению с традиционным электрохимическим полированием. Приводятся результаты исследования влияния характеристик процесса электролитно-плазменного полирования титана и ниобия с применением разработанного режима на производительность, эффективность обработки, качество поверхности, а также на структуру и свойства обрабатываемой поверхности. На основании полученных результатов отработаны процессы электролитно-плазменного полирования ряда изделий из титановых сплавов BT6 (Grade 5), применяемых в медицине и авиастроении.

Ключевые слова: электролитно-плазменная обработка, полирование, очистка, титан, ниобий, электролит, шероховатость, производительность, плотность тока, напряжение

Для цитирования: Электролитно-плазменное полирование титановых и ниобиевых сплавов / Ю. Г. Алексеев [и др.] // Наука и техника. 2018. Т. 17, № 3. С. 211–219. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-211-219>

Electrolyte-Plasma Polishing of Titanium and Niobium Alloys

Yu. G. Aliakseyeu¹⁾, A. Yu. Korolyov¹⁾, V. S. Niss¹⁾, A. E. Parshuto¹⁾, A. S. Budnitskiy¹⁾

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. Titanium and niobium alloys are widely used at present in aircraft, nuclear energy, microwave technology, space and ultrasonic technology, as well as in manufacture of medical products. In most cases production technology of such products involves an implementation of a quality polishing surface. Mechanical and electrochemical methods are conventionally

Адрес для переписки

Королёв Александр Юрьевич
Белорусский национальный технический университет
ул. Я. Коласа, 24,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 292-25-98
korolyov@park.bntu.by

Address for correspondence

Korolyov Aleksandr Yu.
Belarusian National Technical University
24 Ya. Kolasa str.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 292-25-98
korolyov@park.bntu.by

used for polishing products made of titanium and niobium alloys. Disadvantages of mechanical methods are low productivity, susceptibility to introduction of foreign particles, difficulties in processing complex geometric shapes. These materials are hard-to-machine for electrochemical technologies and processes of their polishing require the use of toxic electrolytes. Traditionally, electrochemical polishing of titanium and niobium alloys is carried out in acid electrolytes consisting of toxic hydrofluoric (20–25 %), sulfuric nitric and perchloric acids. The disadvantage of such solutions is their high aggressiveness and harmful effects for production personnel and environment. This paper proposes to use fundamentally new developed modes of electrolytic-plasma treatment for electrolyte-plasma polishing and cleaning products of titanium and niobium alloys while using simple electrolyte composition based on an aqueous ammonium fluoride solution providing a significant increase in surface quality that ensures high reflectivity. Due to the use of aqueous electrolyte the technology has a high ecological safety in comparison with traditional electrochemical polishing. The paper presents results of the study pertaining to the effect of titanium and niobium electrolytic-plasma polishing characteristics using the developed mode for productivity, processing efficiency, surface quality, and structure and properties of the surface to be treated. Based on the obtained results, processes of electrolytic-plasma polishing of a number of products made of titanium alloys BT6 (Grade 5), used in medicine and aircraft construction, have been worked out in the paper.

Keywords: electrolyte-plasma treatment, polishing, cleaning, titanium, niobium, electrolyte, roughness, productivity, current density, voltage

For citation: Aliakseyeu Yu. G., Korolyov A. Yu., Niss V. S., Parshuto A. E., Budnitskiy A. S. (2018) Electrolyte-Plasma Polishing of Titanium and Niobium Alloys. *Science and Technique*. 17 (3), 211–219. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-211-219> (in Russian)

Введение

Благодаря особым свойствам титановые и ниобиевые сплавы получили в настоящее время широкое распространение при производстве ряда ответственных изделий [1, 2]. Так, титановые и ниобиевые сплавы применяются в самолетостроении, атомной энергетике, СВЧ-технике, космической и ультразвуковой технике, а также при производстве изделий медицинского назначения [3–5]. В большинстве случаев технология изготовления изделий предусматривает выполнение качественного полирования поверхности. К таким изделиям относятся, например, зубные и костные имплантаты, имплантаты для травматологии, черепные пластины, фиксаторы позвоночника; турбинные лопатки авиационных двигателей из титановых сплавов; листы, фольга и проволока, используемые для скрепления тканей, нервов, наложения швов, изготовления протезов; детали тепловыделяющих и теплообменных элементов ядерно-энергетических систем; детали ускоряющих структур коллайдеров.

Традиционно для полирования изделий из титановых и ниобиевых сплавов используются механические и электрохимические методы. Недостатки механических методов – малая производительность, подверженность внедрению инородных частиц, затруднения при обработке сложных геометрических форм [6]. Для электрохимических технологий указанные материалы являются труднообрабатываемыми, а процессы их полирования требуют применения токсичных

электролитов. Электрохимическое полирование титановых и ниобиевых сплавов осуществляют в кислотных электролитах, состоящих из токсичной плавиковой (20–25 %), серной азотной и хлорной кислот [7]. Недостатки таких растворов – их высокая агрессивность и вред, наносимый производственному персоналу и окружающей среде. В последние годы были разработаны электролиты на основе растворов солей фтора в органических растворителях, таких как метанол или диметилформамид [8], которые также небезопасны и токсичны.

Для снижения экологической нагрузки в качестве альтернативы существующим методам электрохимического полирования возможно использование электролитно-плазменной обработки, которая применяется для полирования (электролитно-плазменное полирование – ЭПП), удаления заусенцев и очистки металлических изделий, а также с целью повышения физико-механических и химических свойств поверхности [9]. Кроме того, электролитно-плазменная обработка может применяться для электролитного нагрева и электрохимикотермического упрочнения поверхности [10]. Электролитно-плазменная обработка выполняется при напряжении более 200 В. Режим электролитно-плазменной обработки соответствует участку ВС на вольтамперной характеристике анодного процесса в электролите (рис. 1). На практике рабочее напряжение составляет 280–300 В при плотности тока 0,1–0,4 А/см². В качестве электролитов обычно используются растворы солей концентрацией 3–6 %.

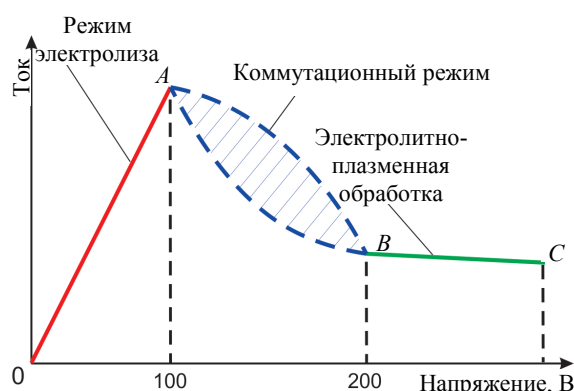


Рис. 1. Вольтамперная характеристика анодного процесса в электролите (участок BC соответствует режиму электролитно-плазменной обработки)

Fig. 1. Voltage-current characteristic of anode process in electrolyte (segment BC corresponds to electrolyte-plasma treatment mode)

ЭПП по сравнению с механическим и электрохимическим полированием обладает рядом существенных преимуществ: высокая экологическая безопасность по сравнению с классическим электрохимическим полированием за счет применения электролитов на основе водных растворов солей; возможность обработки деталей и изделий любой конфигурации; возможность получения зеркальной поверхности с высотой микронеровностей вплоть до $Ra = 0,01$ мкм; устранение в процессе обработки некондиционного поверхностного слоя и остаточных напряжений, что улучшает физико-механические и химические свойства поверхности; достаточно короткая продолжительность процесса полирования; существенное снижение ручного труда; возможность обработки высокотвердых и вязких материалов [11–14]. Однако массовое использование технологии ЭПП ограничивается тем, что в промышленных масштабах к настоящему времени освоены процессы ЭПП только небольшого перечня материалов: низкоуглеродистые и коррозионностойкие стали, алюминиевые сплавы, бронзы и латуни. Технологии обработки таких материалов, как, например, титан и ниобий, отработаны лишь в лабораторных условиях [15] и не получили распространения в промышленности.

Для решения указанных проблем предлагается использовать принципиально новые, разработанные авторами статьи режимы электролитно-плазменного полирования и очистки изделий из титановых и ниобиевых сплавов с применением электролитов простого состава на основе водного раствора фторида аммония,

обеспечивающие существенное повышение качества поверхности с высокой отражательной способностью. За счет применения водного электролита технология обладает высокой экологической безопасностью по сравнению с традиционным электрохимическим полированием. Разработанный электролит легко корректируется, что позволяет применять процесс для обработки изделий из титановых и ниобиевых сплавов в промышленных масштабах.

Цель работы – исследование влияния характеристик ЭПП титана и ниобия с применением разработанного режима на производительность, эффективность обработки, качество поверхности, а также структуру и свойства обрабатываемой поверхности.

Материалы, оборудование и методы исследований

Исследования проводили на плоских образцах технически чистого титана BT1-0 (Grade 2) размерами $30 \times 15 \times 1,5$ мм и технически чистого ниобия ВН (Nb-1) размерами $20 \times 30 \times 2$ мм. Образцы из титана предварительно были обработаны шлифовальной бумагой SiC зернистостью P600, образцы из ниобия – шлифовальной бумагой размерностью P300. Среднее значение шероховатости поверхности Ra исходных образцов из титана и ниобия составило 0,365 и 0,706 мкм соответственно.

Для выполнения ЭПП использовалась специально разработанная экспериментальная установка, включающая рабочую ванну (катод), нагреватель, теплообменник, датчик температуры, систему перемешивания электролита (рис. 2).

ЭПП образцов выполняли в водном растворе фторида аммония (NH_4F) концентрацией 4 %. Значение рабочего напряжения изменялось в диапазоне от 260 до 300 В с шагом 10 В. Продолжительность обработки каждого образца 2 мин. При исследовании влияния напряжения на эффективность обработки, качество поверхности, производительность обработки температура электролита составляла 90°C , продолжительность обработки 1, 3 и 5 мин. При исследовании влияния плотности тока на эффективность обработки, качество поверхности, производительность обработки регулирование плотности тока осуществлялось путем изменения температуры электролита в диапазоне от 75 до 95°C (величина напряжения составляла 300 В, продолжительность обработки 3 мин).



Рис. 2. Экспериментальное оборудование для выполнения исследований: а – схема рабочей ванны:

1 – образец (анод); 2 – нагреватель; 3 – система перемешивания электролита; 4 – теплообменник; 5 – датчик температуры; 6 – ванна (катод); б – фотография оборудования

Fig. 2. Experimental equipment for research: a – working bath scheme: 1 – sample (anode); 2 – heater; 3 – electrolyte mixing system; 4 – heat exchanger; 5 – temperature sensor; 6 – bath (cathode); б – equipment photo

Оценка производительности выполнялась по изменению массы образцов в результате обработки. Массу образцов до и после обработки определяли с помощью аналитических весов Ohaus Pioneer PA214. Силу тока находили с помощью токовых клещей UNIT-203. Плотность тока устанавливалась как отношение силы тока к площади обрабатываемой поверхности. Эффективность обработки при различных режимах определялась как отношение изменения шероховатости к удельной массе удаленного материала в процессе обработки ($\Delta Ra/\Delta m_{уд}$).

Микрофотографии поверхности образцов до и после ЭПП получены с помощью сканирующего электронного микроскопа VEGA II LMU с микроанализатором INCA350.

Результаты и обсуждение

Фотографии образцов титана и ниобия до и после обработки представлены на рис. 3.

Зависимости плотности тока от рабочего напряжения (вольтамперные характеристики) в процессе ЭПП титана и ниобия, полученные при различных значениях температуры электролита, представлены на рис. 4. Из графиков

видно, что с увеличением напряжения плотность тока незначительно уменьшается. Это в целом характерно для процессов электролитно-плазменной обработки и связано с тем, что с повышением рабочего напряжения возрастает энергия, выделяющаяся в парогазовой оболочке. Это приводит к росту температуры анода и увеличению толщины парогазовой оболочки. Плотность тока для ниобия соответствует аналогичным значениям плотности тока при обработке коррозионностойких сталей в 4%-м растворе сульфата аммония согласно данным, полученным в [13]. Сравнение зависимостей на рис. 4а, б показывает, что для образцов из титана плотность тока больше, чем для образцов из ниобия. Так, из экспериментальных данных следует, что, например, при температуре электролита 90 °С плотность тока при обработке образцов из титана в среднем больше на 20,3 %, чем при обработке ниобия. Кроме того, вольтамперные характеристики для титана являются более пологими, чем для ниобия. Соответственно влияние напряжения на плотность тока для титана менее выраженное.

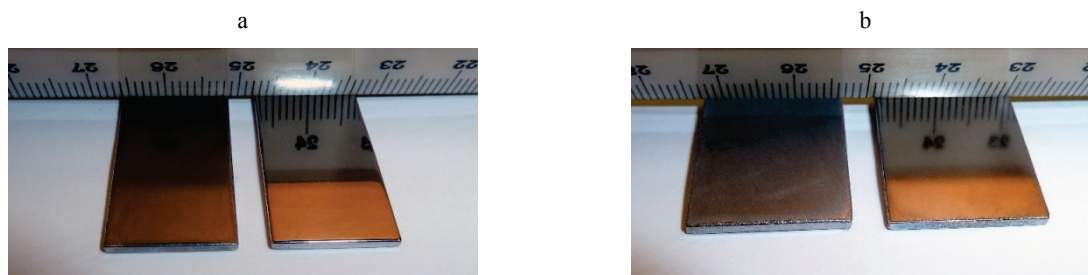


Рис. 3. Внешний вид образцов титана (а) и ниобия (б) до и после электролитно-плазменного полирования

Fig. 3. Appearance of titanium (a) and niobium (b) samples before and after electrolyte-plasma polishing

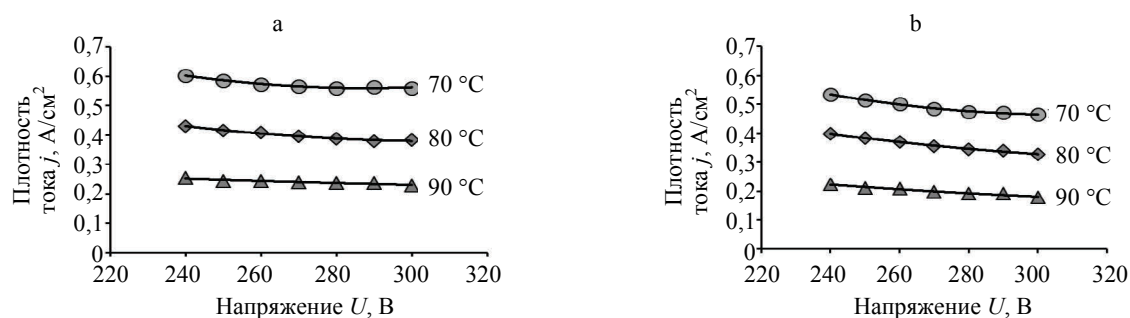


Рис. 4. Вольтамперные характеристики электролитно-плазменного полирования титана (а) и ниобия (б) при различных значениях температуры электролита

Fig. 4. Voltage-current characteristics of titanium (a) and niobium (b) electrolyte-plasma polishing at different values of electrolyte temperature

Экспериментальные зависимости удельного съема $\Delta m_{уд}$ от рабочего напряжения, полученные для образцов из титана и ниобия при обработке с различной продолжительностью, представлены на рис. 5. С увеличением напряжения уменьшается производительность обработки. Зависимости удельного съема от напряжения для титана (рис. 5а), как и в случае с зависимостями для плотности тока от напряжения (рис. 4а), являются более пологими по сравнению с аналогичными зависимостями для ниобия (рис. 4б, 5б),

т. е. соблюдается корреляция между плотностью тока и съемом металла в соответствии с законом Фарадея.

Снижение производительности ЭПП с увеличением рабочего напряжения не обуславливает ухудшения качества формируемой поверхности, в частности параметра шероховатости Ra . Экспериментальные зависимости, демонстрирующие динамику изменения шероховатости поверхности Ra при обработке образцов из титана и ниобия, представлены на рис. 6.

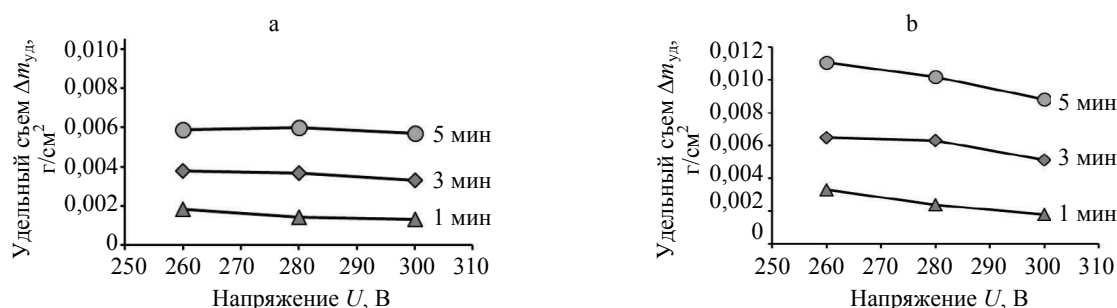


Рис. 5. Влияние напряжения электролитно-плазменного полирования на удельный съем: а – титан; б – ниобий

Fig. 5. Effect of electrolyte-plasma polishing voltage on specific removal: a – titanium; b – niobium

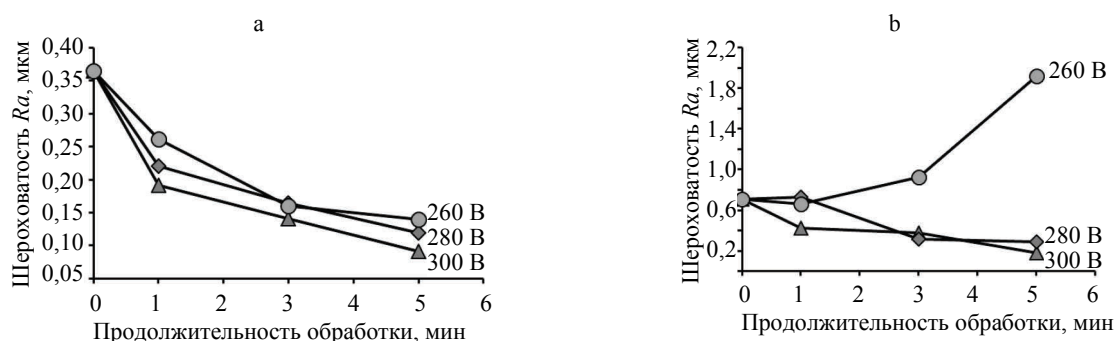


Рис. 6. Влияние продолжительности электролитно-плазменного полирования на шероховатость поверхности образцов при различных значениях напряжения: а – титан; б – ниобий

Fig. 6. Effect of electrolyte-plasma polishing duration on surface roughness of samples at different voltage values: a – titanium; b – niobium

Из графиков следует, что с увеличением рабочего напряжения в исследуемом диапазоне (от 260 до 300 В) обеспечивается снижение достигаемых значений параметра шероховатости поверхности Ra . При этом в результате обработки ниобия при значении напряжения 260 В вместо полирования происходит растравливание поверхности с увеличением шероховатости, а значение параметра шероховатости Ra интенсивно увеличивается с повышением продолжительности обработки (рис. 6b).

В процессах электрохимической обработки (в том числе электролитно-плазменной) съём металла с поверхности выполняется по закону Фарадея, согласно которому объем (или масса) металла, удаленного с заготовки, прямо пропорционален электрическому заряду, прошедшему через электролит. Таким образом, чем больше плотность тока, тем выше производительность обработки. Экспериментальные зависимости удельного съёма от плотности тока для титана и ниобия представлены на рис. 7. Полученные зависимости имеют линейный характер. Съём металла увеличивается с повышением плотности тока. При этом удельный съём для образцов из ниобия почти в два раза превышает удельный съём для титана, что связано с более высокими значениями электрохимического эквивалента ($Ti - 0,162$ мг/К, $Nb - 0,192$ мг/К) [16] и, вероятно, коэффициента выхода по току.

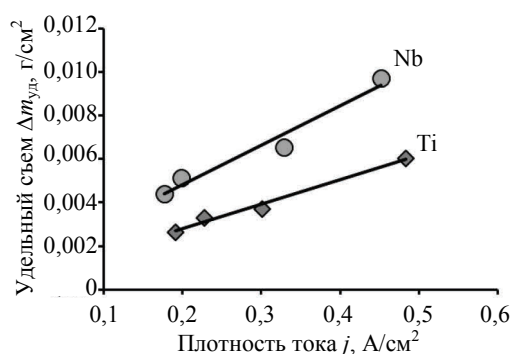


Рис. 7. Влияние плотности тока на удельный съём

Fig. 7. Effect of current density on specific removal

Зависимости изменения шероховатости поверхности образцов титана и ниобия от плотности тока представлены на рис. 8. В исследуемом диапазоне значений плотности тока (для титана —

0,18–0,45 А/см², для ниобия — 0,19–0,48 А/см²) экспериментально установленные значения величины изменения шероховатости поверхности ΔRa имеют существенный разброс как для образцов из титана, так и для образцов из ниобия. При этом наблюдается тенденция к незначительному росту величины изменения шероховатости поверхности с увеличением плотности тока. Значения ΔRa для ниобия существенно выше аналогичных значений для титана.

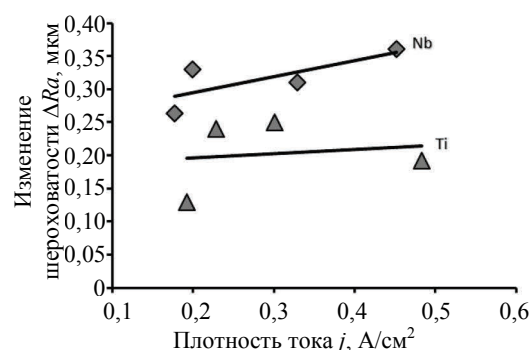


Рис. 8. Влияние плотности тока на изменение шероховатости поверхности ΔRa образцов титана и ниобия

Fig. 8. Effect of current density on surface roughness change ΔRa of titanium and niobium samples

Диаграммы, характеризующие влияние рабочего напряжения и плотности тока на эффективность обработки титана и ниобия по изменению шероховатости, представлены на рис. 9. Показатели эффективности обработки поверхности $\Delta Ra/\Delta m_{уд}$ как для титана, так и для ниобия имеют примерно равные значения, за исключением значения, полученного для ниобия при напряжении 260 В, когда эффективность является отрицательной. Анализ представленных диаграмм показывает, что для достижения высоких значений эффективности одновременно необходимо выполнять обработку при следующих режимах: для титана — напряжение 300 В, плотность тока 0,18–0,30 А/см², для ниобия — напряжение 280–300 В, плотность тока 0,18–0,20 А/см².

Микрофотографии поверхности образцов титана и ниобия до и после обработки представлены на рис. 10. Поверхность титана до ЭПП (рис. 10а) характеризуется наличием продольных полос, образованных в результате предварительного шлифования образцов. После

ЭПП поверхность сглаживается, присутствуют только следы от наиболее глубоких царапин (рис. 10b). Поверхность исходных образцов из ниобия, кроме продольных полос, полученных при шлифовании, характеризуется также наличием достаточно крупных задигов с размерами в плане до 12 мкм (рис. 10c). В результате ЭПП ниобия формируется гладкая поверх-

ность с присутствием незначительного количества питтингов размерами до 5 мкм (рис. 10d).

На основании полученных результатов отработаны процессы ЭПП ряда изделий из титановых сплавов BT6 (Grade 5), применяемых в медицине и авиастроении. Примеры обработки деталей с помощью разработанной технологии представлены на рис. 11.

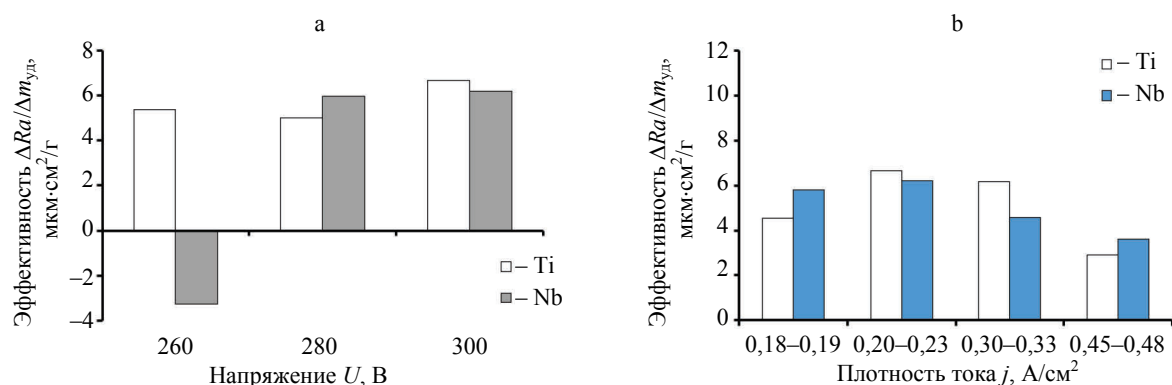


Рис. 9. Влияние электрических параметров на эффективность электролитно-плазменного полирования титана и ниобия: а – напряжения; б – плотности тока

Fig. 9. Influence of electrical parameters on electrolyte-plasma polishing efficiency of titanium and niobium: а – voltage; б – current density

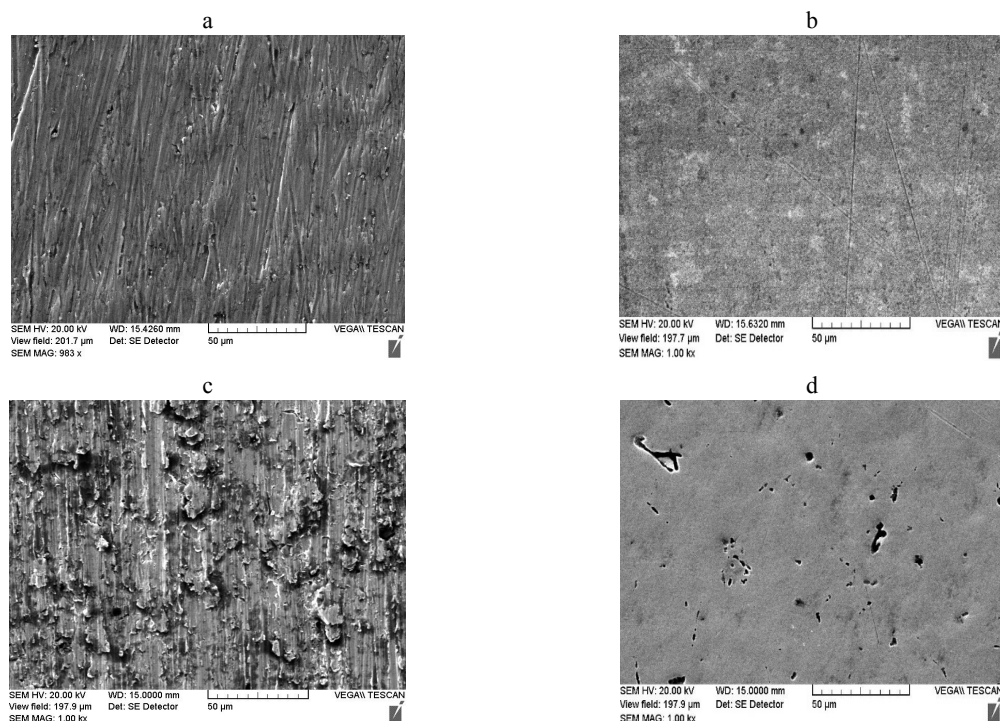


Рис. 10. Микрофотографии поверхности образцов титана и ниобия до и после электролитно-плазменного полирования (ЭПП): а, б – титан до и после ЭПП; с, d – ниобий до и после ЭПП

Fig. 10. Surface microphotographs of titanium and niobium samples before and after electrolyte-plasma polishing (EPP): а, б – titanium before and after EPP; с, d – niobium before and after EPP



Рис. 11. Примеры электролитно-плазменного полирования изделий из титанового сплава BT6 (Grade 5)

Fig. 11. Examples of electrolyte-plasma polishing (EPP) products made of titanium alloy BT6 (Grade 5)

ВЫВОДЫ

1. Разработан новый метод электролитно-плазменного полирования титановых и ниобиевых сплавов, обладающий высокой экологической безопасностью по сравнению с классическим электрохимическим полированием за счет применения безвредных электролитов на основе водных растворов солей общей концентрацией не более 6 %. Для сравнения, традиционное полирование, например, титановых сплавов выполняется в электролитах с температурой не ниже 80 °C, содержащих помимо серной, азотной и хлорной кислот токсичную плавиковую кислоту концентрацией 20–25 %.

2. Установлено, что с увеличением рабочего напряжения в исследуемом диапазоне (от 260 до 300 В) в процессе электролитно-плазменного полирования обеспечивается снижение достигаемых значений параметра шероховатости поверхности Ra . При этом в результате обработки ниобия при значении напряжения 260 В вместо полирования происходит растравливание поверхности с увеличением шероховатости, а значение параметра шероховатости Ra интенсивно возрастает с повышением продолжительности обработки. При электролитно-плазменном полировании титана с увеличением рабочего напряжения во всем исследуемом диа-

пазоне наблюдается постепенный рост величины изменения шероховатости поверхности ΔRa . Наибольшее изменение шероховатости ΔRa при обработке ниобия достигается в диапазоне значений напряжения от 280 до 300 В.

3. По результатам исследования влияния плотности тока на качество электролитно-плазменного полирования титана и ниобия установлено, что с увеличением плотности тока в исследуемом диапазоне значений (для титана – 0,18–0,45 А/см², для ниобия – 0,19–0,48 А/см²) наблюдается тенденция к незначительному росту величины изменения шероховатости поверхности ΔRa как для титана, так и для ниобия. При этом значения ΔRa для ниобия существенно больше аналогичных значений для титана.

4. Наибольшие значения эффективности электролитно-плазменного полирования достигаются при следующих режимах: для титана – напряжение 300 В, плотность тока 0,18–0,30 А/см², для ниобия – напряжение 280–300 В, плотность тока 0,18–0,20 А/см².

ЛИТЕРАТУРА

1. Application and Features of Titanium for the Aerospace Industry / I. Inagaki [et al.] // Nippon Steel & Sumitomo Metal Technical Report. 2014. Vol. 106. P. 22–27.
2. Nikishina, E. E. Niobium and Tantalum: State of the World Market, Fields of Application, and Raw Sources. Part I / E. E. Nikishina, D. V. Drobot, E. N. Lebedeva // Russian Journal of Non-Ferrous Metals. 2013. Vol. 54, No 6. P. 446–452.
3. Froes, F. H. Cost Affordable Developments in Titanium Technology and Applications / F. H. Froes, A. M. Imam // Key Engineering Materials. 2010. Vol. 436. P. 1–11. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/kem.436.1>
4. Zardiackas, L. D. Titanium, Niobium, Zirconium, and Tantalum for Medical and Surgical Applications / L. D. Zardiackas, M. J. Kraay, H. L. Freese. Astm, 2006.
5. Veiga, C. Properties and Applications of Titanium Alloys: a Brief Review / C. Veiga, J. P. Davim, A. J. R. Loureiro // Rev. Adv. Mater. Sci. 2012. Vol. 32, No 2. P. 133–148.
6. Axinte, D. A. Workpiece Surface Integrity of Ti-6-4 Heat-Resistant Alloy when Employing Different Polishing Methods / D. A. Axinte, J. Kwong, M. C. Kong // Journal of Materials Processing Technology. 2009. Vol. 209, No 4. P. 1843–1852. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.04.046>.
7. The Mechanism of Electropolishing of Niobium in Hydrofluoric-Sulfuric Acid Electrolyte / H. Tian [et al.] // Journal of the Electrochemical Society. 2008. Vol. 155, No 9. P. D563–D568. <https://doi.org/10.1149/1.2945913>.

8. Electropolishing of CP Titanium and its Alloys in an Alcoholic Solution-Based Electrolyte / K. Tajima [et al.] // *Dental Materials Journal*. 2008. Vol. 27, No 2. P. 258–265. <https://doi.org/10.4012/dmj.27.258>.
9. Surface Finish Machining of Medical Parts using Plasma Electrolytic Polishing / H. Zeidler [et al.] // *Procedia CIRP*. 2016. Vol. 49. P. 83–87. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.07.038>.
10. Особенности электролитно-плазменного нагрева при электрохимико-термической обработке стали / Ю. Г. Алексеев [и др.] // *Наука и техника*. 2013. № 6. С. 20–24.
11. Aliakseyeu, Yu. Electrolyte-Plasma Treatment of Metal Materials Surfaces / Yu. Aliakseyeu, A. Korolyov, A. Bezzyachnaya // 14 International Scientific Conference “CO-MAT-TECH-2006”, Slovakia, Trnava, 19–20 oct. 2006. P. 6.
12. Влияние электролитно-плазменной обработки на структуру и свойства поверхностного слоя стали 12X18H10T / И. В. Фомихина [и др.] // *Весті Нац. акад. наук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук*. 2008. № 3. С. 24–29.
13. Модель размерного съема материала при электролитно-плазменной обработке цилиндрических поверхностей / Ю. Г. Алексеев [и др.] // *Наука и техника*. 2012. № 3. С. 3–6.
14. Электролитно-плазменная обработка при нестационарных режимах в условиях высокоградиентного электрического поля / Ю. Г. Алексеев [и др.] // *Наука и техника*. 2017. Т. 16, № 5. С. 391–399. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2017-16-5-391-399>.
15. Многоэтапная электролитно-плазменная обработка изделий из титана и титановых сплавов / А. М. Смыслов [и др.] // *Вестник Уфимского государственного авиационного технического университета*. 2009. Т. 13, № 1. С. 141–145.
16. Справочник по электрохимическим и электрофизическим методам обработки / Г. Л. Амитан [и др.]; под общ. ред. В. А. Волосатова. Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1988. 719 с.
17. Veiga C., Davim J. P., Loureiro A. J. R. (2012) Properties and Applications of Titanium Alloys: a Brief Review. *Reviews on Advanced Materials Science*, 32 (2), 133–148.
18. Axinte D. A., Kwong J., Kong M. C. (2009) Workpiece Surface Integrity of Ti-6-4 Heat-Resistant Alloy when Employing Different Polishing Methods. *Journal of Materials Processing Technology*, 209 (4), 1843–1852. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.04.046>.
19. Tian H., Corcoran S. G., Reece C. E., Kelley M. J. (2008) The Mechanism of Electropolishing of Niobium in Hydrofluoric-Sulfuric Acid Electrolyte. *Journal of the Electrochemical Society*, 155 (9), D563–D568. <https://doi.org/10.1149/1.2945913>.
20. Tajima K., Hironaka M., Chen K.-K., Nagamatsu Y., Kakigawa H., Kozono Y. (2008) Electropolishing of CP Titanium and its Alloys in an Alcoholic Solution-Based Electrolyte. *Dental Materials Journal*, 27 (2), 258–265. <https://doi.org/10.4012/dmj.27.258>.
21. Zeidler H., Boettger-Hiller F., Edelmann J., Schubert A. (2016) Surface Finish Machining of Medical Parts using Plasma Electrolytic Polishing. *Procedia CIRP*, 49, 83–87. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.07.038>.
22. Alekseev Yu. G., Niss V. S., Korolev A. Yu., Parshuto A. E. (2013) Peculiar Features of Electrolytic-Plasma Heating at Electrochemical-Heat Treatment of Steel. *Nauka i Tekhnika = Science & Technique*, (6), 20–24.
23. Aliakseyeu Yu., Korolyov A., Bezzyachnaya A. (2006) Electrolyte-Plasma Treatment of Metal Materials Surfaces. *CO-MAT-TECH-2006: Proceeding of the Abstracts of 14th International Scientific Conference, Slovak University of Technology, 19–20 October 2006*. Slovakia, Trnava, 6.
24. Fomikhina I. V., Litovskaya Yu. O., Alekseev Yu. G., Korolev A. Yu., Niss V. S. (2008). Influence of Electrolytic-Plasma Treatment on Structure and Properties in Surface Layer of Authentic Stainless 12X18H10T – Steel. *Vestsi Natsionalnoy Akademii Navuk Belarusi. Ser. Fiz.-Tekhn. Navuk = Bulletin of National Academy of Science of Belarus. Series of Physical and Technical Sciences*, (3), 24–29 (in Russian).
25. Alekseev Yu., Korolev A., Parshuta A., Niss V. (2012). Model for Metal Removal in Electrolyte-Plasma Treatment of Cylindrical Surfaces. *Nauka i Tekhnika = Science & Technique*, (3), 3–6 (in Russian).
26. Aliakseyeu Y. G., Korolyov A. Y., Parshuto A. E., Niss V. S. (2017) Electrolyte-Plasma Treatment under Non-Stationary Mode in a High-Gradient Electric Field. *Nauka i Tekhnika = Science & Technique*, 16 (5), 391–399 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2017-16-5-391-399>.
27. Smyslov A. M., Smyslova M. K., Mingazhev A. D., Selivanov K. S. (2009) Multistage Electrolytic-Plasma Treatment of Products from Titan and Titanic Alloys. *Vestnik Ufimskogo Gosudarstvennogo Aviatsionnogo Tekhnicheskogo Universiteta* [Bulletin of Ufa State Aviation Technical University], 13 (1), 141–145 (in Russian).
28. Amitan G. L., Baisupov I. A., Baron Yu. M., Volosotov V. A. (ed.) (1988) *Reference Book on Electrochemical and Electro-Physical Processing Methods*. Leningrad, Mashinostroenie Publ., Leningrad Branch. 719 (in Russian).

Received: 23.11.2017

Accepted: 19.01.2018

Published online: 29.05.2018

REFERENCES

1. Inagaki I., Takechi T., Shirai Y., Ariyasu N. (2014) Application and Features of Titanium for the Aerospace Industry. *Nippon Steel & Sumitomo Metal Technical Report*, 106, 22–27.
2. Nikishina E. E., Drobot D. V., Lebedeva E. N. (2013) Niobium and Tantalum: State of the World Market, Fields of Application, and Raw Sources. Part I. *Russian Journal of Non-Ferrous Metals*, 54 (6), 446–452. <https://doi.org/10.3103/s1067821213060187>.
3. Froes F. H., Imam A. M. (2010) Cost Affordable Developments in Titanium Technology and Applications. *Key Engineering Materials*, 436, 1–11. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/kem.436.1>.
4. Zardiackas L. D., Kraay M. J., Freese H. L. (2006) *Titanium, Niobium, Zirconium, and Tantalum for Medical and Surgical Applications*. ASTM International. 265. <https://doi.org/10.1520/stp1471-eb>.

Компьютерное моделирование и анализ колебаний кольцевого концентратора ультразвуковой системы

Кандидаты техн. наук, доценты В. П. Луговой¹⁾, С. А. Пронкевич¹⁾,
канд. техн. наук, асп. И. В. Луговой¹⁾, доц. С. С. Довнар¹⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Дано обоснование применению упругих кольцевых концентраторов ультразвуковых систем, позволяющих повысить интенсивность колебаний инструмента. Показано, что упругие элементы используются в качестве резонаторов и инструментов в ряде ультразвуковых технологических систем. Однако применение упругих элементов в качестве концентраторов ультразвуковых колебаний недостаточно изучено и требует проведения исследований, а также разработки рекомендаций для их использования. С этой целью проведены теоретические исследования, позволившие выполнить модальный и гармонический анализ нескольких вариантов компьютерной модели кольца наружным диаметром $D = 50$ мм. Проанализированы модели колец с различными размерами отверстий (от 20 до 40 мм) при изменении положения оси отверстия относительно оси кольца. Показаны моды изгибных колебаний кольца, которые могут быть плоскими или трехмерными в зависимости от частоты вынужденных колебаний. Отмечено, что увеличение внутреннего диаметра кольца сопровождается усилением амплитуды изгибных колебаний в наиболее тонком сечении кольца. Такой же эффект достигается при увеличении эксцентриситета оси отверстия. Разработаны рекомендации для определения рациональных геометрических параметров, позволяющих повысить коэффициент усиления амплитуды колебаний, который определяется как отношение толщин сечения кольца. Установлено также, что уменьшение толщины сечения сопровождается увеличением количества частот резонансных колебаний кольца. Так, если концентричное кольцо и кольцо с небольшим диаметром отверстия имеют лишь одну резонансную частоту, то тонкостенные кольца с переменным сечением имеют не менее трех собственных резонансных частот колебаний, что позволяет увеличить диапазон частот колебаний и технологические возможности ультразвуковой системы. Установлено также, что интенсивность колебаний ультразвуковой системы повышается еще в большей мере, если одновременно уменьшать поперечное сечение кольца с переменной жесткостью, как по толщине, так и по ширине.

Ключевые слова: ультразвуковая система, концентратор колебаний, амплитуда колебаний, частота колебаний, модальный и гармонический анализ колебаний, кольцевой концентратор, резонанс

Для цитирования: Компьютерное моделирование и анализ колебаний кольцевого концентратора ультразвуковой системы / В. П. Луговой [и др.] // *Наука и техника*. 2018. Т. 17. № 3. С. 220–227. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-220-227>

Computer Modeling and Analysis of Vibrations in Annular Concentrator of Ultrasonic System

V. P. Lugovoi¹⁾, S. A. Pronkevich¹⁾, I. V. Lugovoi¹⁾, S. S. Dovnar¹⁾

¹⁾ Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The paper provides substantiation on application of elastic annular concentrators of ultrasonic systems which allows to increase an intensity of tool vibrations. It has been shown that elastic elements are used as resonators and tools in a number of ultrasonic technological systems. However an application of the elastic elements as concentrators of ultrasonic vibrations

Адрес для переписки

Луговой Вячеслав Петрович
Белорусский национальный технический университет
ул. Я. Коласа, 22,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 293-91-01
kipp@bntu.by

Address for correspondence

Lugovoi Vyacheslav P.
Belarusian National Technical University
22 Ya. Kolasa str.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 293-91-01
kipp@bntu.by

has been insufficiently studied and requires research and development of recommendations for usage. For this purpose theoretical studies have been carried out and they have helped to perform modal and harmonic analysis of several variants for a computer model of a ring with outer diameter $D = 50$ mm. Models of rings with various hole sizes from 20 to 40 mm have been analyzed while changing hole axis position relative to ring axis. The paper shows modes of ring flexural vibrations which can be either flat or three-dimensional depending on frequency of forced oscillations. It has been pointed out that an increase in a ring internal diameter is accompanied by higher amplitude of bending oscillations in the thinnest ring section. The same effect is achieved by increasing eccentricity of a hole axis. The paper contains recommendations for determination of rational geometric parameters which allows to increase an oscillation amplitude gain ratio and it is determined as ratio of ring section thickness. It has been established that decrease in section thickness is accompanied by higher number of frequencies for ring resonance oscillations. So, if a concentric ring and a ring with small hole diameter have only one resonance frequency, then thin-walled rings with a variable cross-section have not less than three natural resonance frequencies of oscillations that makes it possible to increase a range of vibration frequencies and technological capabilities of the ultrasonic system. It has been also found that an intensity in fluctuations of the ultrasonic system is increased even more if at the same time a cross-section of a ring with variable stiffness is decreased as along thickness so across the width.

Keywords: ultrasound system, oscillation concentrator, oscillation amplitude, oscillation frequency, modal and harmonic analysis of vibrations, annular concentrator, resonance

For citation: Lugovoi V. P., Pronkevich S. A., Lugovoi I. V., Dovnar S. S. Computer Modeling and Analysis of Vibrations in Annular Concentrator of Ultrasonic System (2018). *Science and Technique*. 17 (3), 220–227. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-220-227> (in Russian)

Введение

Ультразвуковая техника, используемая в различных отраслях народного хозяйства для выполнения технологических задач, непрерывно совершенствуется с целью повышения эффективности ее работы. К числу новых направлений в развитии ультразвуковой техники следует отнести совершенствование конструкций акустических систем. Большой интерес в настоящее время вызывают технические решения по применению упругих элементов в ультразвуковых акустических системах в качестве резонаторов, концентраторов или рабочих инструментов. Достоинством подобных устройств является сочетание в них таких двух свойств, как упругость, которая позволяет накапливать и передавать потенциальную энергию, и возможность передачи и трансформации ультразвуковых волн.

В качестве подобных упругих элементов могут использоваться различные детали и элементы механизмов машин и приборов [1, 2]. Некоторые из них нашли применение в ультразвуковой технологии в качестве инструментов для осуществления абразивной обработки и пластического деформирования поверхностных слоев пластичных материалов, измерений колебаний и т. д. [3, 4]. Особый интерес среди предложенных акустических систем с упругими элементами вызывает конструкция с упругим элементом в виде трубы с переменной жесткостью, которая была использована как резонатор ультразвуковой системы [5].

Однако вопросу использования упругих элементов в качестве концентраторов колебаний уделено недостаточное внимание, хотя такое решение открывает широкие возможности их использования в ультразвуковой технологии. В связи с этим данная тема остается недостаточно исследованной, требующей научного обоснования по применению упругих элементов в акустических системах, разработки конкретных конструкций и рекомендаций с целью практического использования для осуществления тех или иных технологических процессов. Перечисленные причины вызывают необходимость проведения комплексных теоретических и экспериментальных исследований.

Моделирование колебаний кольцевых концентраторов

Рассматривая проблемы повышения производительности ультразвуковой абразивной обработки, А. И. Марков [6] сформулировал ряд основных направлений, которые позволят обеспечить повышение эффективности работы ультразвуковых систем. Внимание обращено на возможность увеличения скорости главного движения как основного резервного источника повышения эффективности работы ультразвуковой техники, что может быть достигнуто при увеличении амплитуды колебаний. Главным движением резания при ультразвуковой обработке материалов является колебание инструмента с ультразвуковой частотой. Установлено,

что среднее значение скорости главного резания v , м/с, может быть рассчитано по формуле

$$v = \frac{4fx}{10^3},$$

где f , x — частота, Гц, и амплитуда, мм, колебаний.

Численный расчет скорости резания при ультразвуковой обработке в диапазоне частот 20–44 кГц показывает, что она лежит в интервале $v = (0,6–6,0)$ м/с, что значительно ниже скорости при традиционном шлифовании материалов (20–35 м/с). Из этого следует, что ультразвуковая обработка обладает значительным резервом для увеличения скорости главного движения, а следовательно, и для повышения интенсивности колебаний. Интенсивностью ультразвуковых колебаний рабочего инструмента принято считать энергию, переносимую волной за единицу времени. Она зависит от квадрата произведения амплитуды смещений x и частоты колебаний ω

$$I = Ec = \rho c x^2 \omega^2 / 2.$$

Потенциальная энергия, необходимая для переноса энергии упругой деформации, взаимосвязана с интенсивностью колебаний и зависит от величин амплитуды и частоты колебаний. Ее среднее значение может быть рассчитано по формуле

$$W_{\text{к.ср}} = \rho x^2 \omega^2 / 4.$$

В этих уравнениях ускорение частиц и скорость колебания указывают на прямую зависимость от амплитуды смещений x .

Техническая реализация данного положения возможна путем повышения амплитуды и частоты колебаний ультразвуковой системы за счет использования упругого кольцевого концентратора в качестве дополнительного источника энергии [7]. В результате колебаний инструмента, вызванных совместным действием ультразвуковых волн, а также упругих перемещений при сжатии кольца увеличивается импульс силы, изменяя характер динамического взаимодействия инструмента с материалом и тем самым обеспечивая повышение производительности технологического процесса.

Однако практическому применению колец с переменным сечением в качестве концентраторов колебаний препятствует отсутствие каких-либо рекомендаций по выбору рациональной формы и размеров [8–10]. Для решения данной проблемы в настоящей работе была поставлена цель теоретически исследовать и произвести модальный и гармонический анализ вариантов компьютерной модели кольца наружным диаметром $D = 50$ мм и на этой основе установить наиболее оптимальные геометрические параметры кольцевого концентратора. Рассматривались различные модели колец с постоянной и переменной толщиной сечения. Варьировались два геометрических фактора, влияющих на изменение формы и размеры кольца: внутренний диаметр кольца в пределах $20 \leq d \leq 40$ мм и величина смещения оси отверстия по отношению к оси кольца в пределах $0 \leq e \leq 7$ мм (рис. 1а). Условно принято, что на кольцо действует единичная сила с частотой колебаний 20–40 кГц (рис. 1б).

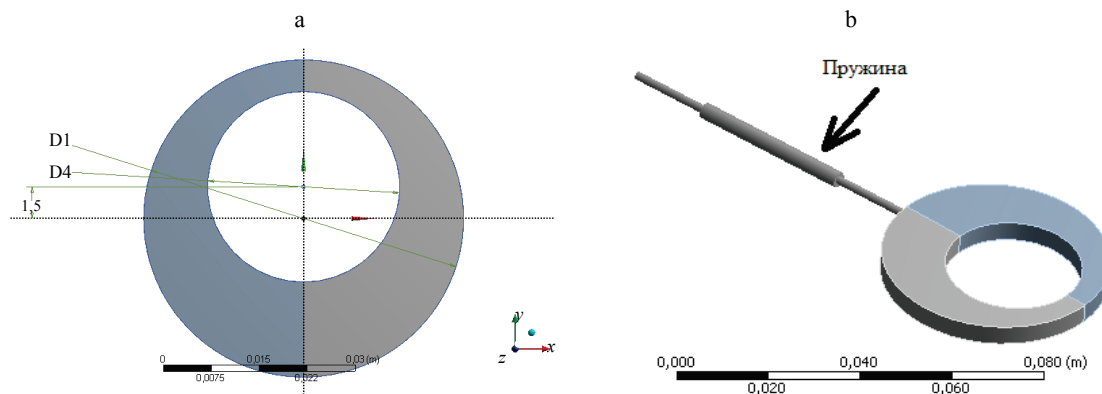


Рис. 1. Эскиз (а) и модель (б) кольца с пружиной

Fig. 1. Sketch (a) and model (b) of ring with spring

Полученные результаты численных расчетов для различных вариантов, выполненных с использованием компьютерной программы ANSYS, представлены на рис. 2–5 в виде: соответствующих моделей кольца (а); моды колебаний (b, c); графиков гармонического анализа собственных колебаний (d); графиков зависимости амплитуды от частоты колебаний (e). В качестве материала кольца была принята сталь 45. Ширина поперечного сечения кольца 5 мм. Для сопоставления результатов численный расчет и анализ полученных данных производились для модели круглого кольца с постоянным сечением, а также для модели кольца с переменной толщиной сечения.

Гармонический анализ моделей колец показал, что независимо от формы и размеров, кольца характеризуются общим свойством – все они имеют несколько частот собственных колебаний, представленных на графиках зависимости числа частот собственных колебаний от частоты вынужденных колебаний. При совпадении частот собственных колебаний с соответствующими частотами вынужденных колебаний в кольце достигается резонанс колебаний системы, который на графиках выражен характерным пиком.

Модальный анализ колец демонстрирует изменение моды колебаний (качественный анализ) и позволяет количественно оценить величину амплитуды колебаний (количественный анализ) с помощью цветовой окраски.

Результаты численных расчетов частот и амплитуды колебаний, а также моды колебаний при различных значениях частоты вынужденных колебаний, полученных для разных вариантов моделей кольцевых концентраторов, представлены на рис. 2–6.

Для сравнения полученных результатов в качестве исходной была принята модель круглого кольца с неизменной толщиной сечения и внутренним диаметром 20 мм (рис. 2а).

В зависимости от частоты колебания колец происходят в двух- или трехмерном пространстве (рис. 3b, c). Наибольшие колебательные смещения при этом возникают в условиях резонанса в направлении осей симметрии. Данная модель является, по сути, кольцевым волноводом. Гармонический анализ колебаний кольца с постоянной жесткостью выявил в исследуемом диапазоне восемь частот собственных колебаний (рис. 2d), что позволяет сделать вывод о том, что кольцевые волноводы могут работать в широком диапазоне частот вынужденных колебаний.

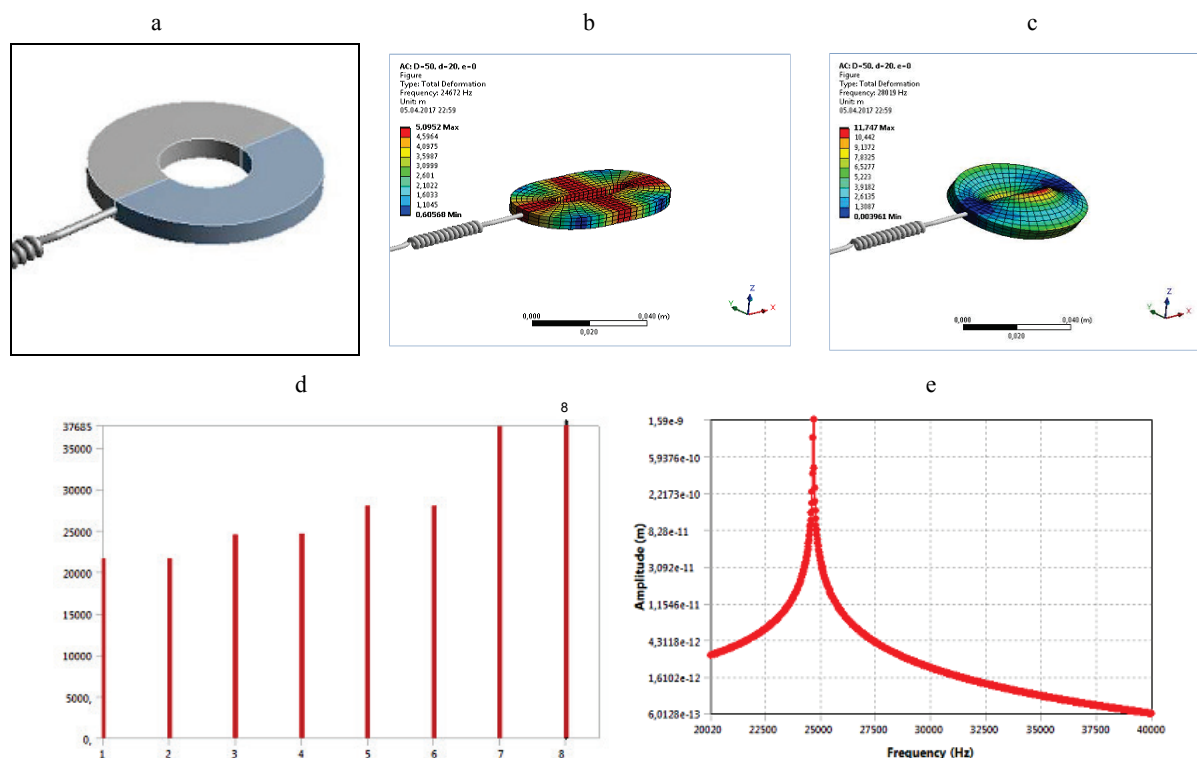


Рис. 2. Результаты численного расчета для кольца $D = 50$ мм, $d = 20$ мм, $e = 0$

Fig. 2. Numerical calculation results for ring $D = 50$ mm, $d = 20$ mm, $e = 0$

При совпадении частот собственных и вынужденных колебаний при частоте 24,67 кГц возникает резонанс, сопровождаемый резким увеличением амплитуды колебаний, максимум которой достигает численного значения $1,6e^{-9}$ (рис. 2е). В этом случае кольцо упруго сжимается, приобретая форму овала, в котором наибольшие смещения наблюдаются в форме симметричного креста.

При смещении центра отверстия относительно центра кольца на 7 мм образуется модель кольца с переменной жесткостью (рис. 3а).

Как и в предыдущем случае, для кольца характерны моды изгибных колебаний относительно двух или трех осей, т. е. в кольце по-прежнему возбуждаются плоские или пространственные колебания (рис. 3б, с). Численная величина амплитуды смещений заметно возросла и сконцентрировалась в наиболее узкой части кольца. Гармонический анализ показал, что число ступеней собственных частот колебаний сохранилось прежним, равным восьми (рис. 3д). Количество резонансных частот также осталось прежним. Резонанс возникает на частоте 24,9 кГц, сопровождаемый повышением амплитуды колебаний, пик которой возрос по сравнению с предыдущим вариантом и достиг численного значения $1,7e^{-7}$ (рис. 3е). Таким образом, из сопоставления полученных результатов можно заключить, что изменение формы кольца при сохранении численных значений наружного и внутреннего диаметров сопровож-

дается только изменением величины амплитуды колебаний. Это значит, что кольцо из волновода преобразовалось в концентратор колебаний, наибольшие значения амплитуды колебаний в котором возникают в наиболее узком сечении.

Следующий этап исследования предусматривает анализ колебаний кольца при изменении размера внутреннего отверстия, в результате чего модель становится тонкостенной (рис. 4а). Увеличение диаметра отверстия до 40 мм сопровождается уменьшением толщины сечения до 5 мм. Утонение кольца привело к более выраженным проявлениям изгибных колебаний (рис. 4б, с). Кольцо получает симметричные смещения вдоль осей координат, которые могут быть, как и в прежних случаях, и плоскими, и трехмерными в зависимости от частоты вынужденных колебаний. Число ступеней частот собственных колебаний не изменилось (рис. 4д). Однако существенное изменение наблюдается на графике зависимости амплитуды от частоты колебаний (рис. 4е). Число резонансных пиков в рассматриваемом диапазоне частот колебаний при действии вынужденных колебаний увеличилось до двух (рис. 5д). Ярко выраженные пики резонансов можно наблюдать на уровне частот 31,2 и 36,0 кГц. Численные значения амплитуды колебаний при этом достигают значений соответственно $1,2e^{-8}$ и $2,8e^{-9}$, т. е. уменьшение толщины кольца до 5 мм позволило увеличить амплитуду колебаний по сравнению с первой моделью кольца аналогичной формы толщиной 10 мм.

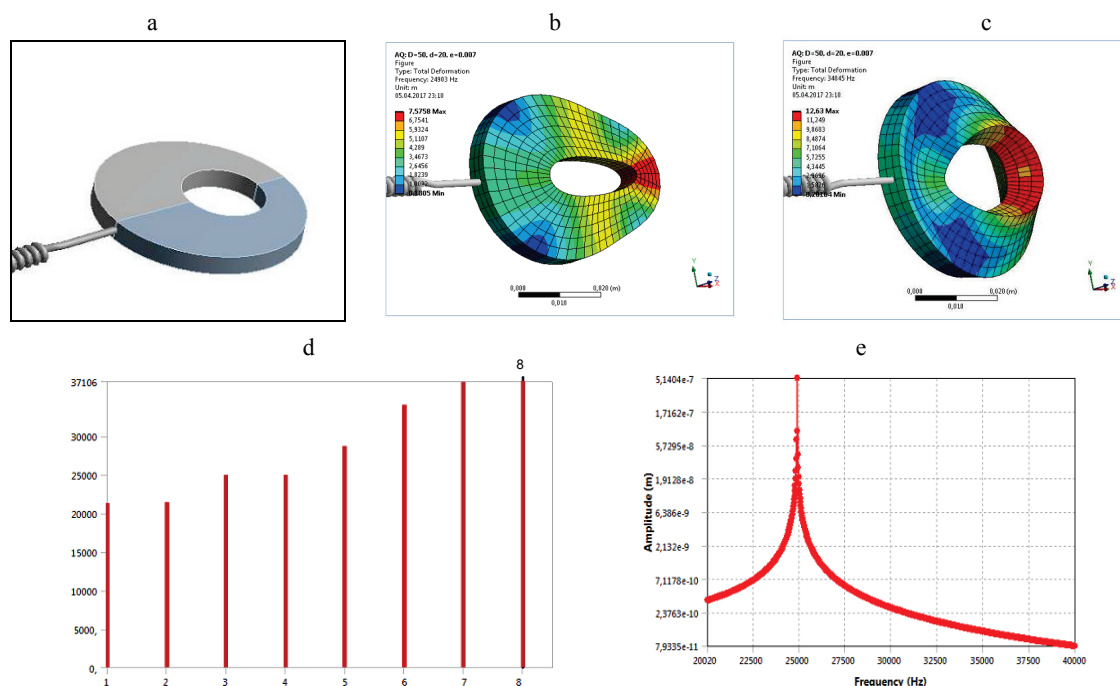


Рис. 3. Результаты численного расчета для кольца $D = 50$ мм, $d = 20$ мм, $e = 7$ мм

Fig. 3. Numerical calculation results for ring $D = 50$ mm, $d = 20$ mm, $e = 7$ mm

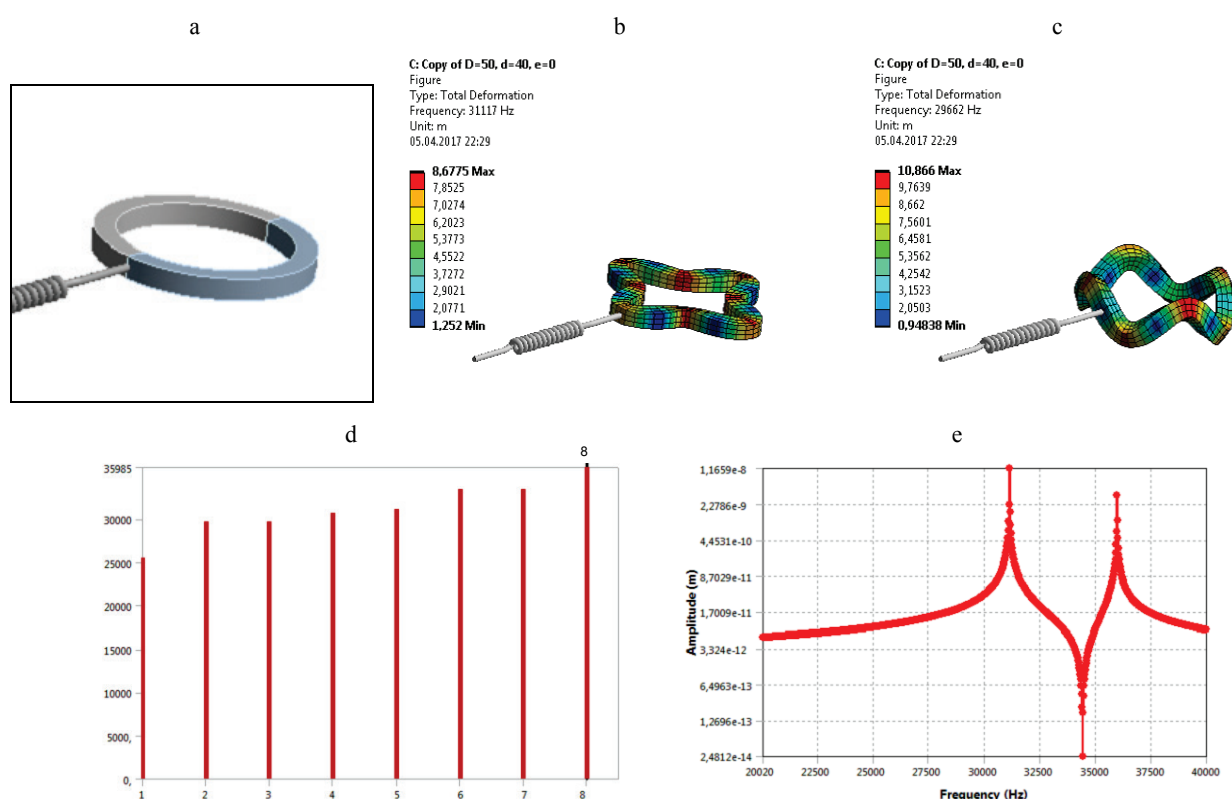


Рис. 4. Результаты численного расчета для кольца $D = 50$ мм, $d = 40$ мм, $e = 0$

Fig. 4. Numerical calculation results for ring $D = 50$ mm, $d = 40$ mm, $e = 0$

Четвертый вариант модели представляет собой кольцо с прежними размерами внешнего и внутреннего диаметров кольца, но со смещением оси отверстия на 4 мм. В узком сечении модель кольца становится еще более тонкостенной – толщиной 1 мм (рис. 5a). В этой части менее заметны узловые линии изгибных колебаний, что свидетельствует о проявлении более интенсивных колебаний. Утонение кольца привело к еще более выраженным проявлениям изгибных колебаний (рис. 5b, c). Кольцо получает симметричные смещения вдоль двух осей координат. Число ступеней собственных колебаний несколько увеличилось и достигло девяти (рис. 5d). Форма графика зависимости амплитуды от частоты колебаний в этом случае сохранилась, число резонансных пиков в рассматриваемом диапазоне частот колебаний осталось прежним, но диапазон частот колебаний между пиками существенно расширился – с 4 до 13 кГц (рис. 5e). Яркие выраженные пики резонансов наблюдаются на уровне частот 23 и 36 кГц, т. е. первый резонансный пик сместился на нижний уровень. Численные значения амплитуды колебаний при этом достигают значе-

ний соответственно $1,4 \times 10^{-6}$ и $1,8 \times 10^{-6}$. Анализ численных значений амплитуды колебаний показывает, что кольцо с переменной жесткостью позволяет усилить амплитуду колебаний по сравнению с предыдущим вариантом на два порядка, т. е. в данном случае еще более проявляются свойства кольца как концентратора колебаний.

На основании проведенного анализа можно заключить, что еще больший эффект по усилению амплитуды колебаний получим в случае одновременного сужения поперечного сечения как по толщине, так и по ширине. Сравнение результатов численных расчетов амплитуды колебаний производили на основании сопоставления двух моделей кольцевых концентраторов с одинаковыми размерами наружного и внутреннего диаметров и величиной смещения оси отверстия, но отличающихся между собой шириной кольца в поперечном сечении (рис. 6). В одном случае ширина кольца оставалась неизменной, во втором – сужалась подобно толщине сечения. При этом было установлено, что уменьшение поперечного сечения по ширине позволило увеличить амплитуду колеба-

ний по сравнению с первой моделью в два раза. Общй коэффициент усиления амплитуды колебаний концентратора с инструментом в первом случае составил $K = 6,6$, во втором – $K = 10,1$, т. е. второй вариант модели оказался эффективнее первого на 50 %.

Обобщая полученные результаты теоретических расчетов, можно заключить, что кольца с переменной жесткостью могут быть успешно использованы в качестве концентраторов ультразвуковых колебаний для выполнения различных технологических задач.

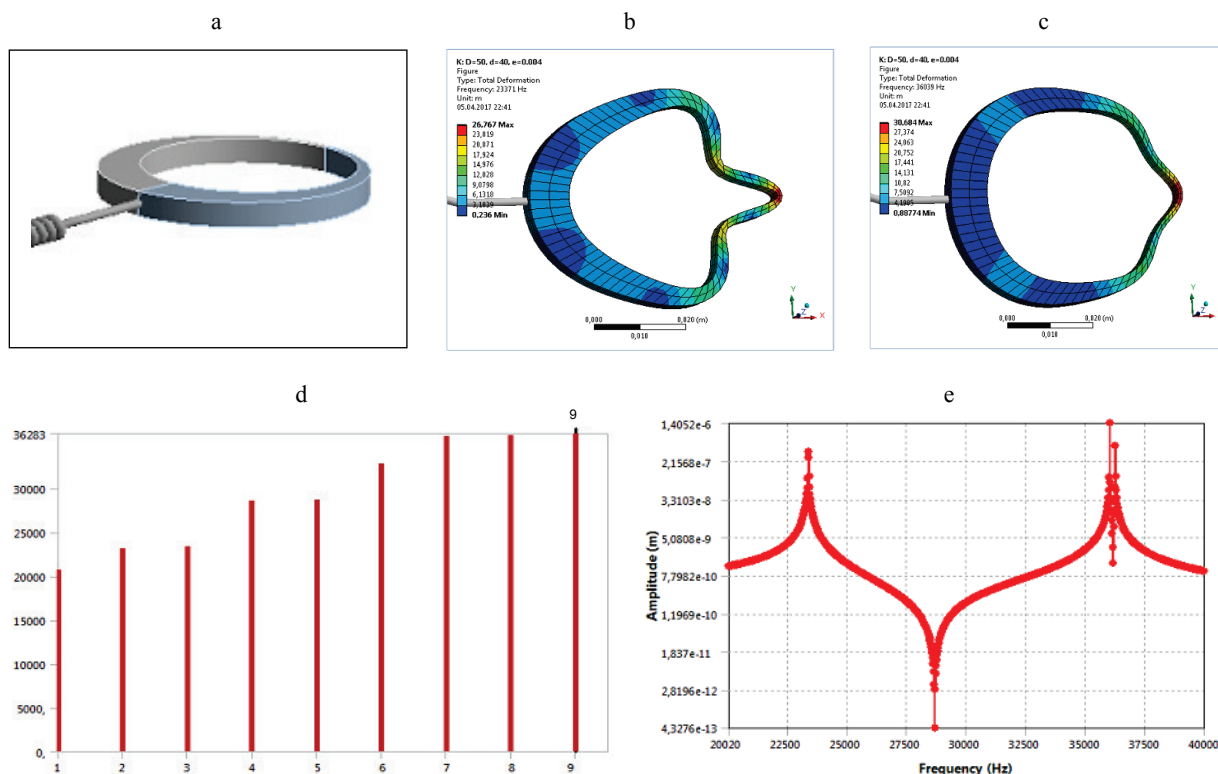


Рис. 5. Результаты численного расчета для кольца $D = 50$ мм, $d = 40$ мм, $e = 4$ мм
Fig. 5. The results of numerical calculations for the ring $D = 50$ mm, $d = 40$ mm, $e = 4$ mm

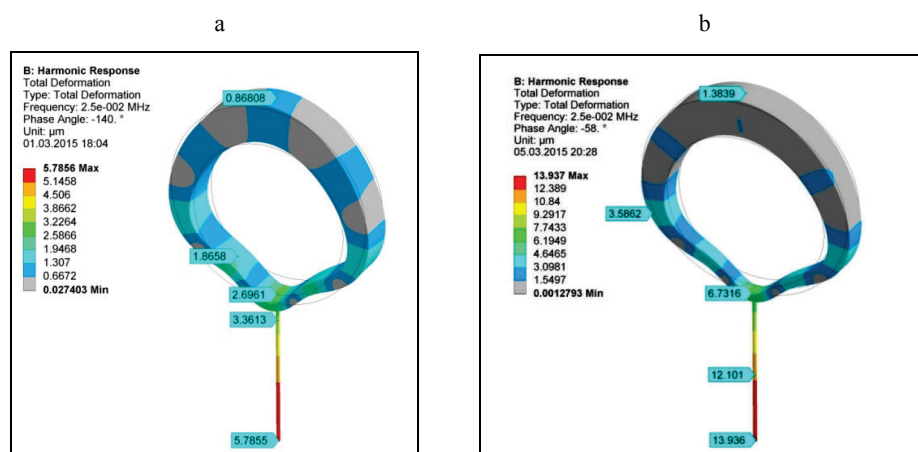


Рис. 6. Компьютерная модель колебаний кольцевого концентратора с переменной жесткостью:
а – кольцо с переменной толщиной; б – кольцо с переменной толщиной и шириной

Fig. 6. Computer model for vibrations of annular hub with variable stiffness:
а – ring with variable thickness; б – ring with variable thickness and width

ВЫВОДЫ

1. Теоретически обоснована возможность создания концентраторов ультразвуковых колебаний кольцевого типа на основе упругих элементов с переменной жесткостью.

2. Показано, что усиление амплитуды колебаний в кольцевых концентраторах обусловлено двумя геометрическими параметрами: размером отверстия в кольце и величиной смещения оси отверстия по отношению к оси самого кольца.

3. Установлено, что существенного усиления амплитуды колебаний в кольцевом концентраторе с переменной жесткостью можно достигнуть при одновременном уменьшении размеров поперечного сечения по ширине и толщине.

4. Использование кольцевого концентратора позволяет расширить диапазон рабочих частот колебаний ультразвуковой системы, что важно для частотного согласования концентратора с источником ультразвуковой колебательной системы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Андреева, Л. Е. Упругие элементы приборов / Л. Е. Андреева. М.: Машиностроение, 1981. 392 с.
2. Попов, Э. А. Упругие накопители энергии в текстильных машинах / Э. А. Попов, Ф. Б. Караев, Л. М. Квартин. М.: МТИ, 1984. 25 с.
3. Ультразвуковой инструмент: а. с. 382439 СССР, МКИ В 06 В3/00 / А. А. Горбунов, В. М. Салтанов, В. Г. Моисеев, Н. В. Савенков, Е. П. Калинин; дата публ. 23.05.1973.
4. Устройство для ультразвукового полирования: а. с. 854685 СССР, МКИ В 24 В1/04 / В. Ф. Зимовец, П. М. Герасимчук, С. Н. Стручков, С. Д. Вуйчик; дата публ. 15.08.1981.
5. Ультразвуковая колебательная система с промежуточным резонатором: пат. 2106205 СССР, МКИ В 06 В3/00 / В. Н. Аленичев, Л. О. Макаров, А. А. Рухман; дата публ. 10.03.1998.
6. Марков, А. И. Ультразвуковая обработка материалов / А. И. Марков. М.: Машиностроение, 1980. 237 с.
7. Разработка и исследование нового типа концентраторов ультразвуковых колебаний на основе кольцевых упругих элементов / Д. А. Степаненко [и др.] // Материалы. Технологии. Инструменты. 2013. Т. 18, № 2. С. 90–94.

8. Ультразвуковой инструмент для обработки или измерения детали: пат. на изобр. Респ. Беларусь № 19219, МПК В 06В 1/00 / И. В. Луговой, В. Т. Минченя, В. П. Луговой; дата публ. 30.06.2015.
9. Ультразвуковой инструмент для обработки отверстий: пат. полез. модели Респ. Беларусь № 8169, МПК В 24 В1/04 / И. В. Луговой, В. Т. Минченя, В. П. Луговой; дата публ. 30.04.2012.
10. Устройство для ультразвуковой обработки детали: пат. на изобр. Респ. Беларусь № 19108, МПК В 06В 1/00 / И. В. Луговой, В. Т. Минченя, В. П. Луговой; № а20120030; заявл. 10.01.2012; опубл. 30.04.2015. Бюл. № 2.

Поступила 02.05.2017

Подписана в печать 05.07.2017

Опубликована онлайн 29.05.2018

REFERENCES

1. Andreeva L. E. (1981) *Elastic Elements of Instruments*. Moscow, Mashinostroenie Publ. 392 (in Russian).
2. Popov E. A., Karaev F. B., Quartin L. M. (1984) *Elastic Energy Storage in the Textile Machines*. Moscow, Moscow Textile Institute. 25 (in Russian).
3. Gorbunov A. A., Saltanov V. M., Moiseev V. G., Savenkov N. V., Kalinin E. P. (1973) *Ultrasonic Tool*. Patent No 382439 USSR (in Russian).
4. Simovic V. F., Gerasimchuk P. M., Struchkov S. N., Wójcik S. D. (1981) *Device for Ultrasonic Polishing*. Patent No 854685 USSR (in Russian).
5. Alekseev V. N., Makarov L. O., Rahman A. A. (1998) *Ultrasonic Oscillatory System with an Intermediate Resonator*. Patent No 2106205 USSR (in Russian).
6. Markov A. I. (1980) *Ultrasonic Treatment of Materials*. Moscow, Mashinostroenie Publ. 237 (in Russian).
7. Stepanenko D. A., Minchenya V. T., Lugovoi V. P., Lugovoi I. V. (2013) Development and Research of New Type of Concentrators of Ultrasonic Vibrations on the Basis of the Ring of Elastic Elements. *Materialy. Tekhnologii. Instrumenty = Materials. Technology. Tools*, 18 (2), 90–94 (in Russian).
8. Lugovoy I. V., Minchenya V. T., Lugovoi V. P. (2015) *Ultrasonic Tools for Processing or Measurement Details*. Patent Republic of Belarus No 19219 (in Russian).
9. Lugovoy I. V., Minchenya V. T., Lugovoi V. P. (2012) *Ultrasonic Tools for Processing of Holes*. Patent Republic of Belarus No 8169 (in Russian).
10. Lugovoy I. V., Minchenya V. T., Lugovoi V. P. (2015) *Device for Ultrasonic Treatment of a Part*. Patent Republic of Belarus No 19108 (in Russian).

Received: 02.05.2017

Accepted: 05.07.2017

Published online: 29.05.2018

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-228-237>

УДК 621.833.68

Планетарная плавнорегулируемая передача с силовым замыканием сателлита и центрального зубчатого колеса: от идеи к конструкции

Докт. техн. наук, доц. А. М. Даньков¹⁾

¹⁾Белорусско-Российский университет (Могилев, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Одной из причин, сдерживающих применение плавнорегулируемой зубчатой передачи с составными поли-секторными зубчатыми колесами вообще и наиболее перспективной ее разновидности – планетарной плавнорегулируемой передачи в частности, является ее конструктивная сложность. Например, сложная конструкция механизма регулирования передаточного отношения передачи обусловлена использованием эвольвентного зацепления, требующего для нормального функционирования наличия бокового и радиального зазоров и, следовательно, автономного, но синхронного перемещения сателлита и секторов центрального зубчатого колеса. В статье с целью упрощения конструкции именно этого механизма планетарной плавнорегулируемой передачи обоснован переход к беззазорному зацеплению, в процессе которого для регулирования передаточного отношения принудительно перемещаются или сателлит, или сектора центрального зубчатого колеса, не теряя при этом контакта с сопряженным элементом. Постоянство контакта взаимодействующих элементов под нагрузкой обеспечивается их силовым замыканием, призванным преодолеть действие сил зацепления. Описаны варианты реализации беззазорного зацепления в результате силового замыкания сателлита и центрального зубчатого колеса, каждый из которых характеризуется выбором активного (управляемого) и пассивного (осуществляющего силовое замыкание) элемента передачи. В передаче с соосными зубчатыми венцами сателлита целесообразно реализовать вариант с эвольвентным зацеплением, пассивным сателлитом и активными зубчатыми секторами центрального зубчатого колеса. В передаче с оппозитными зубчатыми венцами сателлита наиболее приемлем вариант с циклоидально-цевочным зацеплением, активным сателлитом и пассивными зубчатыми секторами центрального зубчатого колеса. Предложено осуществлять силовое замыкание зубьев элементов передачи посредством упругого элемента (пружины). Описана методика определения параметров упругого элемента в зависимости от формы выполнения сателлита и показан достигаемый при этом объем упрощения конструкции передачи.

Ключевые слова: планетарная плавнорегулируемая передача, беззазорное зацепление, фасонная пружина, упрощение конструкции

Для цитирования: Даньков, А. М. Планетарная плавнорегулируемая передача с силовым замыканием сателлита и центрального зубчатого колеса: от идеи к конструкции / А. М. Даньков // *Наука и техника*. 2018. Т. 17, № 3. С. 228–237. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-228-237>

Planetary Continuously Adjustable Gear Train with Force Closure of Planet Gear and Central Gear: from Idea to Design

A. M. Dankov¹⁾

¹⁾Belarusian-Russian University (Mogilev, Republic of Belarus)

Abstract. One of the reasons constraining use of a continuously adjustable gear train with compound poly-sector gear wheels in general and its most perspective version that is a planetary continuously adjustable gear train in particular is its design complexity.

Адрес для переписки

Даньков Александр Михайлович
Белорусско-Российский университет
просп. Мира, 43
212000, г. Могилев, Республика Беларусь
Тел.: +375 222 23-00-07
amdan@yandex.ru

Address for correspondence

Dankov Aleksander M.
Belarusian-Russian University
43 Mira Ave.,
212000, Mogilev, Republic of Belarus
Tel.: +375 222 23-00-07
amdan@yandex.ru

For example, a complex design of the mechanism for regulation of transmission gear ratio is specified by the use of involute gearing that requires a presence of backlash and bottom clearances for normal functioning and, therefore, autonomous but synchronous movement of a planet gear, as well as sectors of a central gear. In order to simplify the design of especially this mechanism for continuously adjustable gear train the paper justifies a transition to a backlash-free gearing and during this process either a planet gear or sectors of central gear are forcibly moving for regulation of the transmission ratio without losing contact with the mating element. Contact constancy of interacting elements under load is ensured by their force closure which is meant to overcome an action of gearing forces. The paper describes options for implementation of backlash-free gearing as a result of planet gear and central gear force closure, each variant is characterized by selection of active (controlled) and passive (execution of force closure) gear element. In the case of gear transmission with planet pinion coaxial tooth rims it is appropriate to implement a version with involute gearing, passive planet gear and active gear sectors of central gears. In the case of gear transmission with planet pinion opposite tooth rims the most acceptable option is with the cycloidal pin wheel gear, active planet gear and passive gear sectors of central gears. The paper proposes to carry out the force closure for teeth of gear components by means of an elastic element (a spring). A method for determination of parameters for an elastic element has been described depending on a planet gear design and the paper also shows simplification level in the gear design.

Keywords: planetary continuously adjustable gear train, backlash-free gearing, shaped spring, simplification of design

For citation: Dankov A. M. (2018) Planetary Continuously Adjustable Gear Train with Force Closure of Planet Gear and Central Gear: from Idea to Design. *Science and Technique*. 17 (3), 228–237. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-228-237> (in Russian)

Введение

Закон прогрессивной эволюции техники [1] заключается в том, что «при неизменном физическом принципе действия и техническом решении улучшаются параметры технического объекта до приближения к глобальному экстремуму по значениям параметров».

Планетарная плавнорегулируемая передача, проходящая этап научно-исследовательских и опытно-конструкторских работ жизненного цикла, может служить одним из трех (двигатель, рабочий орган и связывающий их преобразователь или трансмиссию) элементов перспективных машинных агрегатов в качестве варианта реализации такого направления их развития, как совершенствование преобразователя, обеспечивающего наиболее эффективный режим работы широко используемых в машинных агрегатах двигателей внутреннего сгорания при изменении внешних условий.

В современных преобразователях – коробках передач – согласование режима работы двигателя и внешних условий занимает менее 10 мс, а в трансмиссиях с вариаторами переключения передач таковые вообще отсутствуют. В этих трансмиссиях предпочтение следует отдавать нефрикционным вариаторам, в которых, по определению А. А. Благодногова [2], кинематические пары имеют голономные связи. В данном случае рабочие нагрузки передаются нормальными к рабочим поверхностям силами, что имеет место и в зубчатых вариаторах, примерами чего являются модифика-

ции зубчатой планетарной плавнорегулируемой передачи, конструкции которых пока еще далеки от совершенства.

Передача с соосными зубчатыми венцами сателлита

Сложность конструкции создаваемого объекта во многом определяется сложностью выполняемой функции. Так, в планетарной плавнорегулируемой передаче [3], основанной на использовании составного полисекторного центрального зубчатого колеса и двухпоточного сателлита, объединенных в передачу схемы К–Н–V (рис. 1), и дающей возможность плавного изменения передаточного отношения, работоспособность обеспечивается механизмами: регулирования передаточного отношения, съема вращения с сателлита, балансировки перемещающихся масс с помощью подвижных противовесов, исключения поломок при изменении передаточного отношения. Функции, выполняемые этими механизмами, отменить нельзя, но можно достичь их реализации другими, более эффективными конструктивными решениями.

Суть и направление этих решений выявляются в ходе следующих рассуждений. При использовании традиционного эвольвентного зацепления, требующего обеспечения радиального и бокового зазоров, механизм регулирования передаточного отношения имеет сложную конструкцию, обусловленную необходимостью сообщать независимые перемещения сателлиту и секторам центрального зубчатого колеса [4].

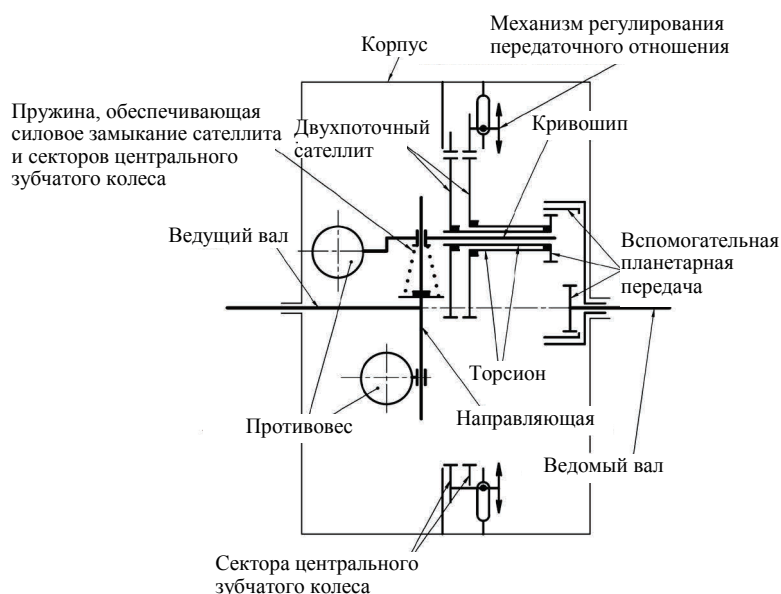


Рис. 1. Принципиальная схема планетарной плавнорегулируемой передачи

Fig. 1. Key diagram of planetary continuously adjustable gear train

В то же время известно и подтверждено экспериментально, что улучшить специфические эксплуатационные и конструктивные характеристики зубчатой передачи можно в результате обеспечения беззазорного зацепления [5, 6]. Применительно к планетарной плавнорегулируемой передаче беззазорное зацепление позволяет управляющие перемещения задавать только одному, активному, элементу передачи: сателлиту или секторам центрального зубчатого колеса. В качестве беззазорного может быть выбрано как эвольвентное, так и циклоидально-цевочное зацепление – последнее предпочтительней [6]. Выполнение сателлита пассивным (следующим перемещениям активного элемента – секторов центрального зубчатого колеса) элементом является первым вариантом реализации беззазорного зацепления в планетарной плавнорегулируемой передаче, наиболее целесообразным в передаче по схеме на рис. 1.

Основываясь на накопленном теоретическом и практическом опыте, проанализируем только компоновочные аспекты передачи при использовании наиболее технологичного эвольвентного беззазорного зацепления, пренебрегая при этом увеличением потерь на трение. Силовое замыкание зубьев сателлита и центрального зубчатого колеса должно обеспечиваться упругим элементом (пружиной), способным создавать контакт зубьев при действии статических

и динамических радиальных нагрузок в зацеплении. Определим кинематические и силовые характеристики передачи со следующими параметрами:

- модуль зацепления $m = 3$ мм;
- число зубьев сателлита $z_c = 45$;
- минимальное число зубьев центрального зубчатого колеса $z_{цзк}^{\min} = 48$;
- максимальное число зубьев центрального зубчатого колеса $z_{цзк}^{\max} = 90$;
- диапазон регулирования передаточного отношения $D = 15$.

Выбранные параметры обеспечивают передаче нагрузочную способность, характеризующуюся номинальным моментом на водиле $T_{вод} = 100$ Н·м.

Текущее значение передаточного отношения $i_{тек}$ передачи определим по формуле (знак «—» характеризует направление вращения элементов передачи)

$$i_{тек} = -\frac{z_c}{z_{цзк}^{тек} - z_c}, \quad (1)$$

где $z_{цзк}^{тек}$ – текущее значение числа зубьев центрального зубчатого колеса, $z_{цзк}^{\min} \leq z_{цзк}^{тек} \leq z_{цзк}^{\max}$.

Момент на выходе передачи

$$T_{вых} = T_{вод} i_{тек}. \quad (2)$$

Тогда силы в зацеплении с учетом повышенной вследствие как наличия упругостей в передаче, так и специфической формы секторов центрального зубчатого колеса динамики определяются по формулам:

– окружная сила на сателлите

$$F_t = \frac{2T_{\text{вых}} K_d}{mz_c}, \quad (3)$$

где K_d – коэффициент динамичности передачи, $K_d = 2$, как при ударе, когда расстояние между соударяющимися телами равно 0;

– радиальная сила на сателлите

$$F_r = F_t \operatorname{tg} \alpha. \quad (4)$$

Результаты расчетов передаточного отношения и сил в зацеплении приведены на графиках рис. 2, 3.

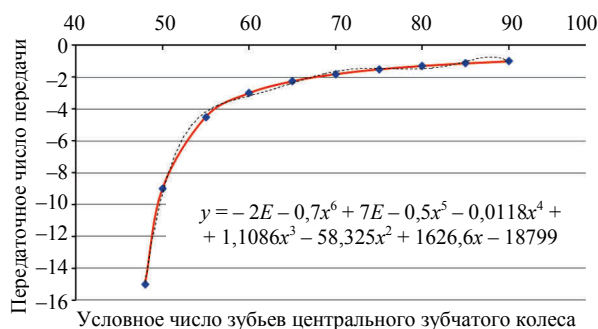


Рис. 2. Изменение передаточного отношения планетарной плавнорегулируемой передачи в зависимости от числа зубьев центрального зубчатого колеса

Fig. 2. Change in gear ratio of planetary continuously adjustable gear train depending on number of central gear teeth

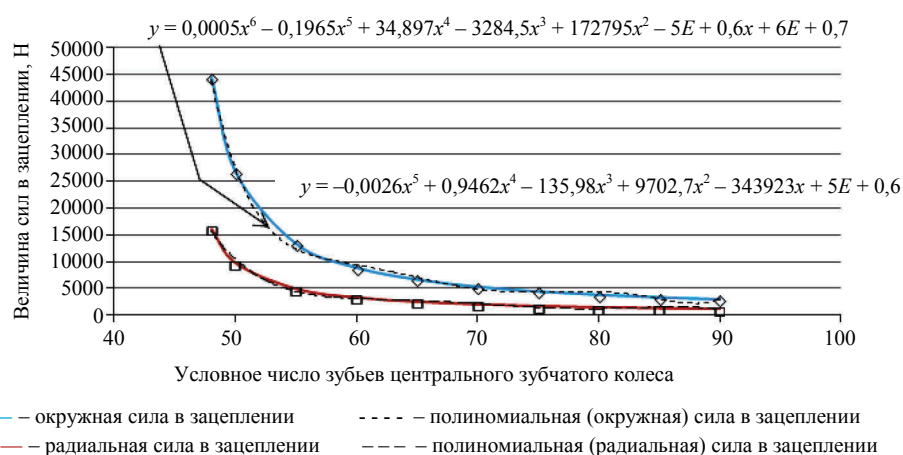


Рис. 3. График изменения радиальной и окружной сил в зацеплении планетарной плавнорегулируемой передачи (на графике приведены уравнения линий трендов)

Fig. 3. Schedule of change in radial and peripheral forces for meshing of planetary continuously adjustable gear train (equations of trend lines are given in graphics)

При определении параметров упругого элемента действие сил инерции не учитывается: центробежных F_c – вследствие их отсутствия из-за необходимости балансировки сателлита, без которой передача неработоспособна; кориолисовой $F_{\text{кор}}$ – вследствие ее направления перпендикулярно радиальным перемещениям сателлита, что создает незначительную дополнительную силу трения в направляющих (в худшем случае $F_{\text{кор}} = -2mv\omega \approx 659 \text{ Н}$).

Таким образом, проектируем пружину сжатия для обеспечения силового замыкания сателлита и центрального зубчатого колеса при действии радиальной силы в зацеплении их зубьев, рассчитанной с учетом динамичности передачи.

Предварительно определим основные параметры цилиндрической пружины для восприятия рабочей нагрузки $\approx 16000 \text{ Н}$ при прогибе 63 мм ($m(z_{\text{цзк}}^{\text{max}} - z_{\text{цзк}}^{\text{min}})/2 = 63 \text{ мм}$). Указанным условиям удовлетворяет пружина с диаметром проволоки $9,30 \text{ мм}$, рабочим числом витков 6 , средним диаметром $38,68 \text{ мм}$ и высотой пружины в свободном состоянии $155,00 \text{ мм}$ [7]. Теперь на основании рекомендаций [8] спроектируем фасонную пружину с постоянным шагом из заготовки переменного диаметра с характеристикой, приведенной на рис. 4, и описываемой уравнением $P = P(\lambda)$, где λ – деформация пружины.

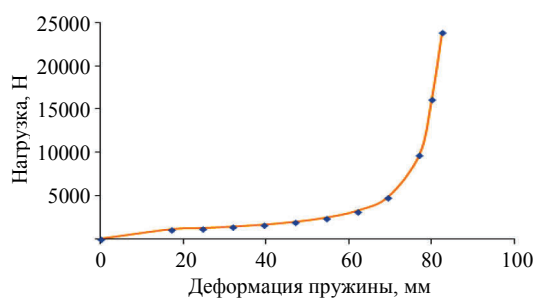


Рис. 4. Требуемая характеристика фасонной пружины

Fig. 4. Required characteristic of shaped spring

Проведем в точках A, B, C, D и E касательные к характеристике пружины до пересечения их с горизонтальной осью и определим параметры, обозначенные на рис. 5:

- значение так называемой посадочной функции $\zeta = \zeta(P)$, графиком которой является линия FG ;
- параметр u ;
- значение нагрузки P пружины в данной точке;
- отношение u/P .

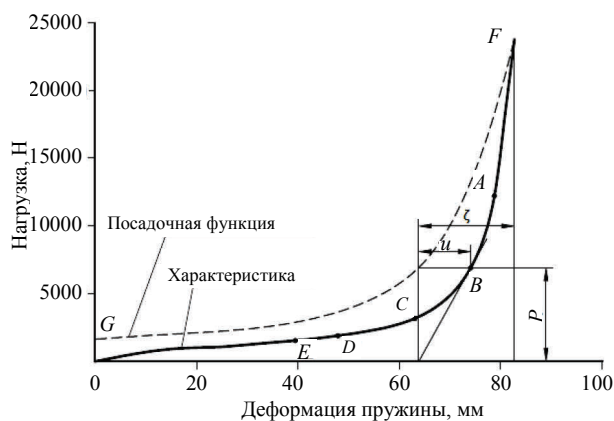


Рис. 5. Определение параметров пружины в выбранных точках характеристики

Fig. 5. Determination of spring parameters in chosen points of characteristic

Полученные при этом данные сведем в табл. 1.

Теперь необходимо установить функциональную зависимость $\zeta = \zeta(r)$, где r – средний радиус пружины, для чего построим график вспомогательной функции $y = y(r)$

$$y = \int_{r_1}^r \xi(r) dr = \frac{d\lambda}{dP}, \quad (5)$$

где $\xi(r) = \frac{r^3}{C} \cdot \frac{d\phi}{dr}$; C – жесткость витков пружины при кручении, $C = GJ_p$; $G = 80000$ МПа –

модуль сдвига; $J_p = \pi d^4/32$ – полярный момент инерции сечения проволоки; d – диаметр проволоки; ϕ – полярный угол на горизонтальной проекции пружины, отсчитываемый от ее наименьшего среднего радиуса r_1 (для пружин, горизонтальная проекция которых имеет вид архимедовой спирали, $d\phi = dr/t$, причем $t = (r_2 - r_1)/2\pi i$; r_2 – наибольший средний радиус пружины; i – число витков пружины).

Таблица 1

Значения параметров, определяемых по характеристике пружины
Values of parameters determined by spring characteristic

Параметр	Значение параметра в точке характеристики				
	A	B	C	D	E
ζ	9,74	18,80	39,40	72,41	87,90
u	5,85	10,24	19,84	37,75	44,90
P	12293,13	6972,00	3195,20	1915,50	1548,00
u/P	0,00048	0,00150	0,00620	0,02000	0,03000

Тогда

$$y = \int_{r_1}^r \frac{r^3}{C} \cdot \frac{d\phi}{dr} dr = \int_{r_1}^r \frac{r^3}{C} \cdot \frac{2\pi i}{r_2 - r_1} dr = \frac{2\pi i}{C(r_2 - r_1)} \int_{r_1}^r r^3 dr = \frac{2\pi i}{C(r_2 - r_1)} \cdot \frac{r^4}{4} \Big|_{r_1}^r. \quad (6)$$

График функции y на отрезке средних радиусов r от 19,34 до 44,50 мм и монотонно изменяющихся диаметров проволоки на отрезке 9,3...7,3 мм приведен на рис. 6.

Как видно из рис. 5, $\frac{d\lambda}{dP} = \frac{u}{P}$, поэтому, отложив на вертикальной оси графика y (рис. 6) ранее полученные значения отношения $\frac{u}{P}$, находим величину средних радиусов r пружины, соответствующих значениям u и ζ (необходимые построения для точки E по рис. 5 выделены зеленым цветом на рис. 6). Отложив вниз от горизонтальной оси значения ζ , замеренные на рис. 5, получим кривую AC , являющуюся графиком функции $\zeta(r)$.

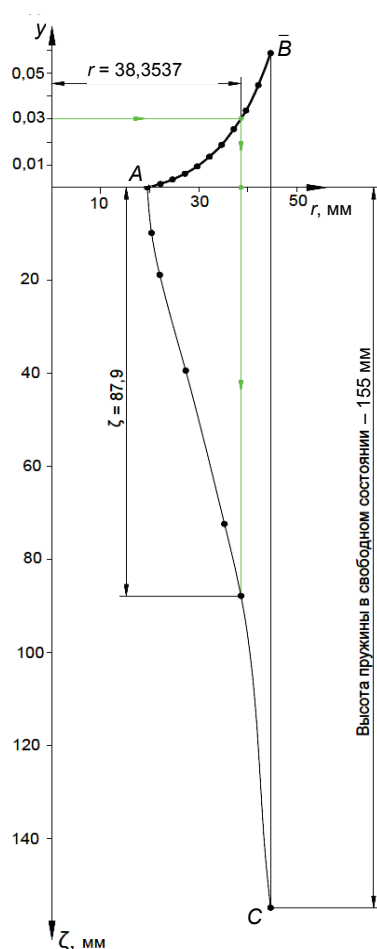


Рис. 6. График функций y (линия AB) и $\zeta(r)$ (линия AC)

Fig. 6. Schedule of functions: y (AB line) and $\zeta(r)$ (AC line)

Для навивки пружины требуется оправка, форма и диаметр которой определяются следующим образом. Диаметр оправки $D_{оп}$ находится по эмпирической формуле [9]

$$D_{оп} = kd_{вн} = 0,82 \cdot 29,38 \approx 24 \text{ мм}, \quad (7)$$

где k – коэффициент, для сталей с пределом прочности более 30 МПа $k = 0,82$; $d_{вн}$ – внутренний диаметр пружины, минимальное значение $d_{вн} = 2r - d = 38,68 - 9,3 = 29,38$ мм.

Таким образом, максимальный радиальный зазор между оправкой и внутренней вписанной поверхностью пружины составляет 2,5 мм.

Построив по вычисленным данным схему пружины (рис. 7) и огибающую к сечениям витков, обеспечивающую требуемый радиальный зазор, получим с учетом упругой отдачи при навивке образующую (выделена красным

цветом) оправки для навивки пружины с постоянным шагом. Конструкция узла сателлита с такой пружиной в первом приближении описана в [3].

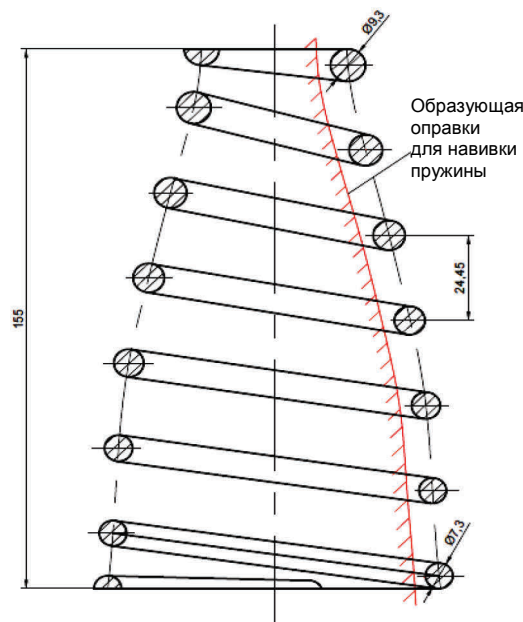


Рис. 7. Конструкция пружины для силового замыкания сателлита (пассивный элемент) и центрального зубчатого колеса

Fig. 7. Spring design for power short circuit planet gear (passive element) and central gear

Передача с оппозитными зубчатыми венцами сателлита

Рассмотрим второй вариант реализации силового замыкания сателлита и центрального зубчатого колеса. Если сателлит зафиксировать от вращения вокруг собственной оси, ведомым станет центральное зубчатое колесо, ось вращения которого совпадает с осью выходного вала. В этом случае надобность в механизме-посреднике для передачи вращения ведомому валу отпадает (еще один аспект упрощения конструкции передачи), а активным (управляющим) элементом при регулировании передаточного отношения целесообразнее выполнять сателлит, тогда пассивным элементом будут сектора центрального зубчатого колеса. Немаловажно, что зафиксированный от собственного вращения двухпоточный сателлит можно выполнить с оппозитным расположением зубчатых венцов, что позволяет осуществить балансировку несбалансированных масс неподвижными относительно оси вращения проти-

вовесами. Это является дополнительным преимуществом второго варианта упрощения конструкции планетарной плавнорегулируемой передачи.

Механизм исключения поломок при изменении передаточного отношения в любом случае должен быть основан на упругой связи между зубчатыми венцами сателлита, что не исключает его возможных, рассмотренных ранее [3] модификаций.

Схема второй модификации передачи, соответствующая приведенным ниже параметрам, изображена на рис. 8. Представленные параметры передачи обеспечивают ей приблизительно такую же нагрузочную способность, как в ранее рассмотренной эвольвентной передаче (момент на водиле $T_{\text{вод}} = 100 \text{ Н}\cdot\text{м}$).

Существенное отличие изображенной на рис. 8 модификации планетарной плавнорегулируемой передачи при использовании циклоидально-цевочного зацепления заключается в том, что каждый из силовых потоков должен иметь механизм предотвращения поломок

при регулировании передаточного отношения. Кроме того, обеспечивающий силовое замыкание упругий элемент при работе передачи должен силой $F_{\text{пруж}}$ компенсировать распорное действие не только радиальной F_r , но и центробежной силы F_c , приложенной, несмотря на общую сбалансированность центрального зубчатого колеса, к каждому его зубчатому сектору. Эта передача имеет следующие параметры:

- число зубьев сателлита $z_{\text{сат}} = 34$;
- минимальное условное число зубьев центрального зубчатого колеса $z_{\text{цзк}}^{\min} = 35$;
- максимальное условное число зубьев центрального зубчатого колеса $z_{\text{цзк}}^{\max} = 45$;
- диаметр сателлита $d_{\text{сат}} = 160,038 \text{ мм}$;
- условный модуль зацепления $m = d_{\text{сат}}/z_{\text{сат}} = 160,038/34 = 4,707 \text{ мм}$;
- диапазон регулирования передаточного отношения $D = 8,56$;
- максимальное радиальное смещение секторов при регулировании передаточного отношения $s = 23,5 \text{ мм}$.

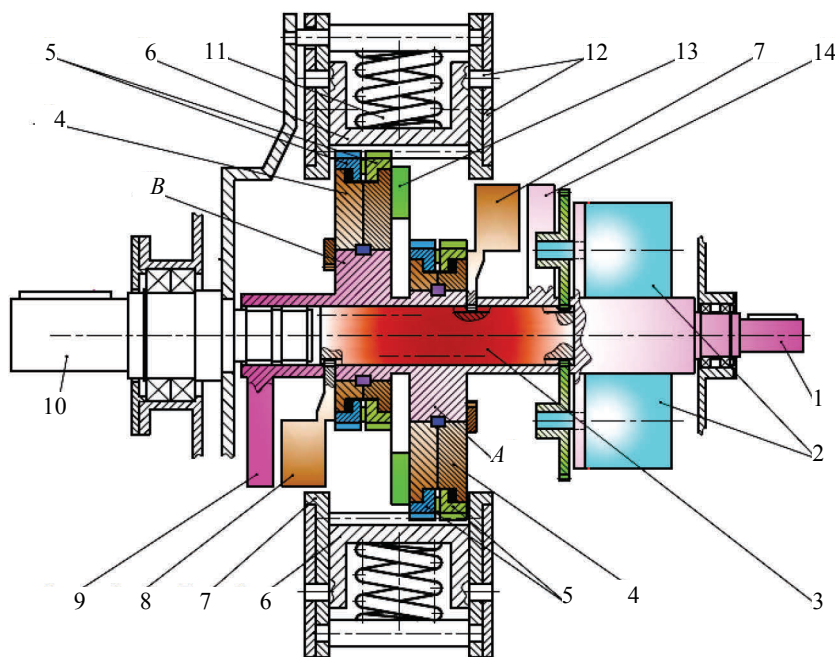


Рис. 8. Схема планетарной плавнорегулируемой передачи с циклоидально-цевочным зацеплением: 1 – ведущий вал с эксцентриками *A* и *B*; 2 – шаговый двигатель; 3 – промежуточное управляющее зубчатое колесо; 4 – эксцентричная втулка с зубчатым колесом 4', находящимся в зацеплении с зубчатым колесом 3; 5 – зубчатые венцы сателлита; 6 – зубчатый сектор центрального зубчатого колеса; 7 – корпус центрального зубчатого колеса; 8 – противовес эксцентричной втулки; 9 – противовес эксцентрика *B*; 10 – выходной вал; 11 – пружина силового замыкания зубьев сателлита и секторов центрального зубчатого колеса; 12 – многопоточный кулачковый механизм центрального зубчатого колеса; 13 – механизм фиксации сателлитов от вращения относительно собственной оси; 14 – противовес эксцентрика *A*

Fig. 8. Scheme of planetary continuously adjustable gear train with cycloidal-toggle engagement: 1 – driving shaft with eccentrics *A* and *B*; 2 – stepper motor; 3 – intermediate managing gear; 4 – eccentric bushing with toothed gear wheel 4' which is in meshing with toothed gear 3; 5 – toothed wheel rims of planet gear; 6 – gear sector of central gear; 7 – body of central gear; 8 – counterbalance of eccentric bushing; 9 – counterbalance of *B*-eccentrics; 10 – output shaft; 11 – spring for power circuit of planet gear teeth and sectors of central gear; 12 – multi-flow cam mechanism of central gear; 13 – mechanism of planet gear fixing from rotation relatively about its own axis; 14 – counterbalance of *A*-eccentrics

Поскольку эта модификация передачи конструктивно отличается от предыдущей, кинематические и нагрузочные характеристики определяются по другим зависимостям и с учетом более низкого коэффициента полезного действия ($\eta = 0,8$). Так, текущее значение передаточного отношения $i_{\text{тек}}$ определяется по формуле

$$i_{\text{тек}} = \frac{z_{\text{цзк}}^{\text{тек}}}{z_{\text{цзк}}^{\text{тек}} - z_{\text{с}}}, \quad (8)$$

а радиальная сила, приходящаяся на один сектор центрального зубчатого колеса, – по формуле для суммы вертикальных составляющих сил [10], скорректированной с учетом несплошности зубчатого венца центрального зубчатого колеса:

$$\sum_{(i)} P_{iy} = K_y \frac{2M_{\text{с}}}{d_{\text{сат}}} K_{\text{н}} K_{\text{оп}}, \quad (9)$$

где $\sum_{(i)} P_{iy}$ – сумма вертикальных составляющих сил в зацеплении зубьев сателлита и цевки цельного центрального зубчатого колеса, $\sum_{(i)} P_{iy} = F_r$; K_y – коэффициент, учитывающий наличие коррекции в циклоидально-цевочном зацеплении, при коэффициенте коррекции $\xi = 0$ $K_y = 0,55$;

$K_{\text{н}}$ – то же, учитывающий несплошность центрального зубчатого колеса, $K_{\text{н}} = 0,33$; $K_{\text{оп}}$ – то же, учитывающий оппозитное расположение зубчатых венцов сателлита, $K_{\text{оп}} = 0,7$.

Определенные по этим зависимостям, а также по (3), кинематические и нагрузочные характеристики передачи приведены в табл. 2.

Из табл. 2 следует, что:

– значения нагрузочных характеристик передачи, соответствующие условным числам зубьев центрального зубчатого колеса 35 и 36, следует исключить, как заведомо нереализуемые по условиям прочности;

– номинальную компенсацию распорной силы между зубьями сателлита и центрального зубчатого колеса во всем диапазоне регулирования передаточного отношения обеспечить невозможно, так как проблематично создать упругий элемент с характеристикой, в которой минимум силы пружины находится внутри отрезка ее расчетных значений при изменении межосевого расстояния.

Поэтому с учетом основной цели статьи – выявить особенности конструкции передачи с силовым замыканием сателлита и центрального зубчатого колеса – примем характеристику пружины линейной и проходящей через крайние точки принятого отрезка.

Таблица 2

Характеристики планетарной плавнорегулируемой передачи с циклоидально-цевочным зацеплением в зависимости от числа зубьев центрального зубчатого колеса

Characteristics of planetary continuously adjustable gear train with cycloidal and spindle gearing depending on number of central gear teeth

$z_{\text{цзк}}$	Характеристика передачи					
	$i_{\text{тек}}$	s	F_t	F_r	$F_{\text{с}}$	$F_{\text{пруж}}$
35	35,00	23,5350	67983,85	12339,10	16,50	12335,60
36	18,00	21,1820	33991,93	6169,53	63,80	6233,34
37	12,33	18,8300	22661,30	4113,02	138,96	4251,98
38	9,50	16,4750	16995,96	3084,77	239,35	3324,12
39	7,80	14,1210	13596,80	2467,81	362,69	2830,50
40	6,67	11,7700	11330,60	2056,50	506,90	2563,40
41	5,86	9,4140	9711,98	1762,72	670,29	2433,01
42	5,25	7,0610	8497,98	1542,38	851,14	2393,52
43	4,78	4,7070	7553,76	1371,00	1048,06	2419,06
44	4,40	2,3535	6798,38	1233,91	1259,75	2493,65
45	4,09	0	6180,35	1121,73	1485,06	2606,79

Таким образом, исходными величинами для определения размеров пружины являются (с некоторым запасом по сравнению с расчетными значениями): сила пружины при предварительной деформации $F_1 = 2300$ Н; сила пружины при рабочей деформации $F_2 = 3100$ Н; рабочий ход пружины $s = 18,83$ мм; рабочая температура до 100 °С; условие нагружения – циклическое и статическое (для пружин, работающих в циклическом режиме нагружения, инерционное соударение витков не допускается); срок службы – 5000 ч.

Расчет пружины выполняем по рекомендациям [11]. Для изготовления пружины выберем высокопрочную пружинную коррозионно-стойкую проволоку из стали марки 08X18H7Г10АМЗ-ПД по ТУ 3-592-90, которая в интервале диаметров $9,01$ – $12,01$ после термообработки имеет предел прочности 1600 МПа.

Определив допускаемое напряжение при рабочей деформации $\tau_2 = 680$ МПа и предварительно приняв наименьший рекомендуемый индекс $i = 5$, далее в полном соответствии с приведенными в [11] методикой и формулами находим:

- диаметр проволоки $d = 7,5$ мм, который по ТУ 3-825 принимаем равным ближайшему по величине значению $d = 8,0$ мм;
- расчетный индекс пружины $i = 5,5$;
- средний диаметр пружины $D = 41,25$ мм;
- наружный диаметр пружины $D_1 = 48,75$ мм;
- модуль сдвига материала при температуре 100 °С $G_T = 65000$ МПа;
- необходимое число рабочих витков $n = 2,53$, которое принимаем равным $2,5$;
- полное число витков пружины (при поджати по 1 витку) $n_1 = 4,5$;
- число зашлифованных витков $n_3 = 1,5$;
- длину пружины при максимальной деформации $l_3 = 30$ мм;
- силу пружины при максимальной деформации $F_3 = 3720$ Н;
- жесткость пружины $c_T = 42,485$ Н/мм;
- максимальную деформацию пружины (соответствующую соприкосновению витков) $s_3 = 87,56$ мм;
- длину пружины в свободном состоянии $l_0 = 117,56$ мм;
- предварительную деформацию пружины $s_1 = 54,14$ мм.

Построенная по полученным размерам пружина изображена на рис. 5 с соблюдением масштаба, принятого для элементов передачи.

Критическая скорость пружины сжатия

$$v_k = \frac{\tau_2 \left(1 - \frac{F_2}{F_3}\right)}{\sqrt{2G_T \rho} 10^{-3}} = \frac{680 \cdot \left(1 - \frac{3100}{3720}\right)}{\sqrt{2 \cdot 65000 \cdot 8000 \cdot 10^{-3}}} = 3,51 \text{ м/с.} \quad (10)$$

Абстрагируясь от влияния свойственной передаче динамики, способной, как свидетельствуют модели работы передачи [3], вызвать в течение крайне малых промежутков времени значительные ускорения пассивного элемента передачи, приближенно определим максимальную скорость его перемещения при регулировании передаточного отношения на основании следующих принятых априори положений, базирующихся на средних характеристиках шагового двигателя:

- угол поворота ротора, соответствующий одному шагу, – $1,8^\circ$ (у большинства двигателей);
- максимальная приемистость двигателя (количество шагов в секунду) – 1600 Гц.

То есть, чтобы ротор совершил один оборот, на двигатель необходимо подать $360^\circ/1,8^\circ = 200$ импульсов. Следовательно, максимальная скорость вращения ротора двигателя будет $1600/200 = 8$ об/с, или один оборот за $0,125$ с. Полный ход ($23,5$ мм) сектора центрального зубчатого колеса совершают за пол-оборота эксцентричной втулки (рис. 5, поз. 4), т. е. за $0,0625$ с. Тогда максимальная скорость деформации пружины $v_{\max} = 23,5/(1000 \cdot 0,0625) = 0,376$ м/с.

Отношение максимальной скорости деформации пружины к критической $v_{\max}/v_k = 0,376/3,51 = 0,107 \ll 1,000$ свидетельствует об отсутствии соударения витков.

ВЫВОДЫ

1. Упростить достаточно сложную конструкцию планетарной плавнорегулируемой передачи позволяет использование безззорного зацепления, благодаря которому управляющее перемещение можно сообщать только одному из передающих нагрузку элементов: активному (управляемому).

2. Безззорное зацепление целесообразно обеспечивать силовым замыканием активного и пассивного элементов передачи, осуществляемым упругим элементом, усилие которого прикладывается к пассивному элементу. Выбор активного и пассивного элементов определяется конструкцией передачи: в передаче с соосными зубчатыми венцами сателлита в качестве активного элемента целесообразно выбрать сектора неподвижного центрального зубчатого колеса, а сателлит выполнить пассивным, а в передаче

с оппозитными зубчатыми венцами активным следует выполнить сателлит, пассивными – зубчатые венцы центрального зубчатого колеса.

3. Независимо от выбранной модификации передачи – с соосными или оппозитными зубчатыми венцами сателлита – при выборе зацепления предпочтение следует отдать циклоидально-цевочному.

4. В передаче с соосными зубчатыми венцами сателлита силовое замыкание целесообразно обеспечивать фасонной пружиной, способной обеспечить изменение силы пружины в соответствии с законом изменения распорной силы, а в передаче с оппозитными зубчатыми венцами сателлита – в виде цилиндрической пружины, сила которой только приближенно соответствует закону изменения распорной силы.

5. Безззорное зацепление в передаче с соосными зубчатыми венцами сателлита значительно упрощает механизм изменения передаточного отношения, а в передаче с оппозитным расположением зубчатых венцов сателлита появляется возможность зафиксировать венцы от вращения вокруг собственной оси, что конструктивно невозможно в передаче с соосными зубчатыми венцами сателлита, и устранить механизм передачи вращения выходному валу. Кроме того, в этой передаче балансировка несбалансированных масс может осуществляться неподвижными относительно оси вращения противовесами.

ЛИТЕРАТУРА

1. Основные законы развития технических систем [Электронный ресурс]. Режим доступа: www.0zd.ru/filosofiya/osnovnye_zakony_razvitiya_tekhnicheskix.html.
2. Благодравов, А. А. Механические бесступенчатые передачи нефрикционного типа / А. А. Благодравов. М.: Машиностроение, 1977. 143 с.
3. Даньков, А. М. Планетарные передачи с плавнорегулируемым передаточным отношением / А. М. Даньков, А. Е. Науменко // Зубчатые передачи и трансмиссии в Беларуси: проектирование, технология, оценка свойств; под общ. ред. В. Б. Альгина, В. Е. Старжинского. Минск: Беларус. навука, 2017. С. 360–382.
4. Даньков, А. М. Как управлять передаточным отношением зубчатой планетарной плавнорегулируемой передачи / А. М. Даньков // Наука и техника. 2016. Т. 15, № 3. С. 200–208. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2016-15-3-200-208>.
5. Тимофеев, Г. А. Получение безззорного волнового зацепления в процессе доработки и селективной сборки / Г. А. Тимофеев // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. 2014. № 6 [651]. С. 5–8.
6. Даньков, А. М. Безззорное зацепление зубьев сателлита и центрального зубчатого колеса планетарной плавнорегулируемой передачи: особенности, достоинства и недостатки / А. М. Даньков // Вестник ИЖГТУ имени М. Т. Калашникова. 2017. Т. 20, № 1. С. 27–34.

7. Калькулятор пружин сжатия [Электронный ресурс]. Режим доступа: www.pruzhin.ru/calc-compression.
8. Пономарев, С. Д. Расчет упругих элементов машин и приборов / С. Д. Пономарев, Л. Е. Андреева. М.: Машиностроение, 1980. 326 с.
9. Каценеленбоген, М. Е. Справочник работника механического цеха. 2-е изд., перераб. и доп. / М. Е. Каценеленбоген, В. Н. Власов. М.: Машиностроение, 1984. 240 с.
10. Кудрявцев, В. Н. Планетарные передачи / В. Н. Кудрявцев. М.-Л.: Машиностроение, 1966. 307 с.
11. Пружины винтовые цилиндрические сжатия и растяжения из специальных сталей и сплавов. Общие технические условия: ГОСТ Р 50753–95. М.: Госстандарт, 1995.

Поступила 14.08.2017

Подписана в печать 27.10.2017

Опубликована онлайн 29.05.2018

REFERENCES

1. *Fundamental Laws for Development of Technical Systems*. Available at: www.0zd.ru/filosofiya/osnovnye_zakony_razvitiya_tekhnicheskix.html (in Russian).
2. Blagodarvov A. A. (1977) *Mechanical Stepless Gears of Non-Frictional Type*. Moscow, Mashinostroenie Publ. 143 (in Russian).
3. Dankov A. M., Naumenko A. E. (2017) Planetary Gears with Smoothly Adjustable Gear Ratio // V. B. Algin, V. E. Starzhinsky (ed.). *Tooth Gears and Transmissions in Belarus: Design, Technology, Assessment of Properties*. Minsk, Belaruskaya Navuka Publ., 360–382 (in Russian).
4. Dankov A. M. How to Control Transmission Ratio in Planetary Smoothly Adjustable Gear. *Nauka i Tekhnika = Science & Technique*, 15 (3), 200–208. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2016-15-3-200-208>.
5. Timofeev G. A. (2014) Obtaining Backlash-Free Wave Mesh in the Process of Follow-Up Revision and Selective Assembly. *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii. Mashinostroenie = Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building*, 651 (6), 5–8 (in Russian).
6. Dankov A. M. (2017) Backlash-Free Mesh of Satellite Gears and Central Wheel Gear of Planetary Smoothly Adjustable Gear Transmission: Peculiar Features, Advantages and Disadvantages. *Vestnik IzhGTU imeni M. T. Kalashnikova = Bulletin of Kalashnikov ISTU*, 20 (1), 27–34 (in Russian).
7. *Calculation of Compression Springs*. Available at: www.pruzhin.ru/calc-compression (in Russian).
8. Ponomarev S. D., Andreeva L. E. (1980) *Calculation of Elastic Elements in Machines and Devices*. Moscow, Mashinostroenie Publ. 326 (in Russian).
9. Katsenelenbogen M. E., Vlasov V. N. (1984) *Reference Book of Machine-Shop Worker*. 2nd ed. Moscow, Mashinostroenie Publ. 240 (in Russian).
10. Kudryavtsev V. N. (1966) *Planetary Gears*. Moscow – Leningrad, Mashinostroenie Publ. 307 (in Russian).
11. State standard P 50753–95. Cylindrical Helical Compression (extension) Springs Made of Special Steels and Alloys. General Technical Specifications. Moscow, Gosstandart Publ., 1995.

Received: 14.08.2017

Accepted: 27.10.2017

Published online: 29.05.2018

Технологические особенности освоения месторождений твердых полезных ископаемых с использованием шарнирно-сочлененных самосвалов

Канд. техн. наук А. В. Глебов¹⁾

¹⁾Институт горного дела Уральского отделения Российской академии наук (Екатеринбург, Российская Федерация)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Проведен анализ производства полноприводных самосвалов с шарнирно-сочлененной рамой и практического опыта эксплуатации их в качестве карьерного автотранспорта. Представлены технические характеристики некоторых моделей шарнирно-сочлененных самосвалов российского и белорусского производства. Приведены примеры транспортирования горной массы на предприятиях России и за рубежом. Акцентируется внимание на особенностях принятия организационно-технологических и проектных решений при внедрении шарнирно-сочлененных самосвалов. Установлено, что шарнирно-сочлененные самосвалы позволяют повысить эффективность отработки месторождения на стадии строительства и ввода в эксплуатацию горно-обогатительных комбинатов, особенно в территориально удаленных и труднодоступных районах. Предложены технологические решения, позволяющие расширить сферу применения шарнирно-сочлененных самосвалов на горнодобывающих предприятиях путем использования их при доработке карьеров, разрабатывающих глубокозалегающие месторождения твердых полезных ископаемых. Выявлено, что сокращение объемов вскрыши можно обеспечить путем перехода с определенной глубины на автосамосвалы меньшей грузоподъемности или на специализированные автосамосвалы, работающие на повышенных уклонах автодорог. Показано, что одним из перспективных направлений развития технологии отработки кимберлитовых месторождений с использованием шарнирно-сочлененных самосвалов является вскрытие нижних горизонтов карьера законтурными автомобильными тоннелями спиральной формы. Представленные технологические решения требуют дальнейшей научно-проектной проработки и позволят обеспечить ресурсосбережение и безопасность открытых горных работ при извлечении руд ранее нерентабельных месторождений. Для реализации программы импортозамещения полноприводных самосвалов с шарнирно-сочлененной рамой необходимы маркетинговые исследования по изучению возможного рынка потребления машин данного класса на открытых горных работах с целью обоснования перспективы обеспечения российского рынка производства.

Ключевые слова: месторождение, технология, глубокие карьеры, крутые съезды, самосвалы с шарнирно-сочлененной рамой, ресурсосбережение, безопасность

Для цитирования: Глебов, А. В. Технологические особенности освоения месторождений твердых полезных ископаемых с использованием шарнирно-сочлененных самосвалов / А. В. Глебов // *Наука и техника*. 2018. Т. 17, № 3. С. 238–245. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-238-245>

Technological Peculiar Features in Deposit Opening of Solid Minerals While Using Articulated Dump Trucks

A. V. Glebov¹⁾

¹⁾Institute of Mining, Ural Branch of Russian Academy of Sciences (Yekaterinburg, Russian Federation)

Abstract. The paper provides an analysis for production of four-wheel drive dump trucks with an articulated frame and it also describes a practical experience pertaining to operation of dump trucks as mining automotive transport. Technical characteristics

Адрес для переписки

Глебов Андрей Валерьевич
Институт горного дела
Уральского отделения Российской академии наук
ул. Мамина-Сибиряка, 58,
620075, г. Екатеринбург, Российская Федерация
Тел.: +7 952 144-0-444
glebov@igduran.ru

Address for correspondence

Glebov Andrey V.
Institute of Mining,
Ural Branch of Russian Academy of Sciences
58 Mamin-Sibiryak str.,
620075, Yekaterinburg, Russian Federation
Tel.: +7 952 144-0-444
glebov@igduran.ru

for some models of articulated dump trucks manufactured in Russia and Belarus are presented in the paper. The paper gives examples for transportation of run-of-mine ore at enterprises of Russia and abroad. The attention has been focused on specific features concerning organizational, technological and design decision making while introducing and promoting articulated dump trucks. It has been established that articulated dump trucks make it possible to improve an efficiency of mine development during construction period and when ore mining and processing enterprises are put into operation especially in geographically remote and inaccessible areas. The paper proposes technological solutions allowing to expand the scope of articulated dump truck application at mining enterprises while using them for quarry development excavating deep deposits of solid minerals. It has been revealed that reduction in overburden volume can be achieved by transition from a certain depth to lower capacity dump trucks or special dump trucks operating on elevated slopes of roads. The paper shows that one of perspective directions for development of mining technology on kimberlite deposits is an opening of lower quarry horizons by peripheral road tunnels of spiral shape while using articulated dump trucks. The presented technological solutions require further research and design consideration and study and they will allow to ensure resource efficiency and safety of surface mining while extracting minerals at previously uneconomic ore deposits. In order to realize an import substitution program for four-wheel drive dump trucks with an articulated frame it is necessary to carry out marketing research on potential market for machines of this class required for open-pit mining in order to justify prospects for provision of the Russian production market.

Keywords: deposit, technology, deep quarry, steep ramps, articulated dump trucks, efficient use of resources, safety

For citation: Glebov A. V. (2018) Technological Peculiar Features in Deposit Opening of Solid Minerals While Using Articulated Dump Trucks. *Science and Technique*. 17 (3), 238–245. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-238-245> (in Russian)

Введение

Проблемы ресурсо- и энергосбережения при освоении глубокозалегающих месторождений являются приоритетными, поэтому совершенствование параметров технологических процессов горного производства обеспечивается за счет модернизации геотехники, в том числе ее роботизации, исходя из целенаправленной типизации производственных процессов, ориентированных на наибольшее соответствие реальным горно-геологическим и горно-техническим условиям ведения работ.

При неуклонно растущей глубине открытой разработки полезных ископаемых, усложнении горно-технических и горно-геологических условий целесообразно использовать инновационные технологии и горное оборудование, что позволит отстраивать борта с максимально возможными по устойчивости параметрами и отрабатывать месторождение с минимальным объемом вскрыши. Это даст возможность вести выемочные работы ниже ранее намеченной проектной глубины карьеров и с минимальными затратами производить добычу и переработку руды.

Все больше вовлекаются в разработку удаленные и беднотоварные месторождения, требующие новых технологий и техники, обеспечивающих эффективное и безубыточное их освоение.

Перспективным транспортом при отработке месторождений открытым способом в сложных горнотехнических и горно-геологических условиях могут стать самосвалы с шарнирно-сочлененной рамой (ШСС). Накопленный опыт использования самосвалов данного класса на

открытых горных работах требует проведения дополнительных исследований по обоснованию расширения области и условий их эффективной эксплуатации при разработке глубокозалегающих месторождений твердых полезных ископаемых.

Производство самосвалов с шарнирно-сочлененной рамой

Сегодня, в период санкционной политики, необходимо тесное сотрудничество науки и производства в части совместной разработки и внедрения принципиально новых отечественных технологий и техники. Одним из направлений комплексного развития горной, металлургической и машиностроительной отраслей в современных условиях, поиска путей реструктуризации и модернизации является производство и эксплуатация ШСС на открытых горных работах.

В мире ШСС выпускают компании Volvo, Caterpillar, Bell, Liebherr, Komatsu, Mitsubishi, Terex, Холдинг «БЕЛАЗ-ХОЛДИНГ» и др.

В России производство ШСС только начинается. В Чебоксарах в 2013 г. в ОАО «Промтрактор» концерна «Тракторные заводы» собран первый самосвал С-33 («Концепт») грузоподъемностью 33,5 т, имеющий возможность поворота на 45° в каждую сторону. Максимальная его скорость – 57 км/ч, угол подъема кузова – 72°. Номинальная мощность двигателя самосвала Cummins QXS15 составляет 336 кВт (457 л. с.) [1].

ЗАО «Завод спецмашин» представило трехосный самосвал грузоподъемностью 25 т с ко-

лесной формулой 6×6 на шарнирно-сочлененной раме с самоблокирующимися дифференциалами и колесными редукторами мостов. Самосвал оснащен восьмицилиндровым V-образным двигателем и 24-скоростной гидромеханической трансмиссией [2].

В 2014 г. Петербургский тракторный завод представил общественности двухосный полноприводный самосвал К-708.2 грузоподъемностью 20 т. Доработанный образец К-708.2 имеет грузоподъемность 25 т. На нем применены 300-сильный двигатель Cummins и трансмиссия ZF. Подвеска – жесткая безрессорная, рулевая колонка с регулированием угла наклона [3].

Белорусские производители также не обошли вниманием сегмент сочлененных самосвалов. Технические характеристики некоторых моделей ШСС российского и белорусского производства приведены в табл. 1.

Спрос на самосвалы данного класса в России растет, но, к сожалению, в полном объеме удовлетворяется импортом. При этом лидером является компания Volvo. По итогам 2012 г., доля данной марки в российском импорте составила 39 %. Основные модели – Volvo A40F, Volvo A35F и Volvo A30F [4, 5]. Кроме Volvo, в тройке лидеров-импортеров ШСС в Россию также Caterpillar с долей в общем объеме импорта 17 % и Bell с долей 11 %. В 2011 г. компания Caterpillar импортировала в Россию сочле-

ненные самосвалы марок Cat-730 и Cat-740B, а компания Bell – самосвалы марок Bell-40D и Bell-B50D. В 2012-м импорт американского производителя значительно вырос как в количественном, так и в качественном выражении. Ввоз ШСС южноафриканского производителя сократился на 24,5 %. Основная модель, импортировавшаяся в 2012 г., – Bell-40D. Кроме того, в рассматриваемом периоде в Россию было ввезено семь самосвалов Bell-B50D.

В 2011 г. на рынке ШСС появилась фирма Liebherr с самосвалом модели TA 230 грузоподъемностью 30 т, а по итогам 2012-го марка прочно обосновалась среди лидеров отрасли и увеличила объемы ввоза рассматриваемой техники в шесть раз.

Рассматривая номенклатуру шарнирно-сочлененных самосвалов отечественного и зарубежного производства, которая включает 55 моделей машин, можно установить их распределение по уровням грузоподъемности. Наименьшее количество моделей приходится на группы грузоподъемностью более 40 т (5,6 %) и до 20 т (14,5 %), наибольшее – на группы грузоподъемностью 20–25 т (25,5 %) и от 25 до 40 т (54,4 %). Указанное распределение позволяет сделать вывод, что наиболее востребованы шарнирно-сочлененные самосвалы в диапазоне грузоподъемности от 20 до 40 т [6].

Таблица 1

Техническая характеристика самосвалов с шарнирно-сочлененной рамой российского и белорусского производства
Technical characteristics of articulated dump trucks of Russian and Belarusian production

Показатель	Россия			Беларусь		
	С-33 «Концепт»	709ТШ «Балтиец»	К-708.2 «Кировец»	БелАЗ-75281	БелАЗ-7506	БелАЗ-75035
Колесная формула	6×6	6×6	4×4	6×6	6×6	6×6
Грузоподъемность, т	33,5	25	25	36	36	50
Двигатель	Cummins QXS15-C336	Н. д.	Cummins QSB6.7 260	MTU S60	Cummins QXS 15-C450	Cummins QXS 15-C600
Мощность, кВт	336	Н. д.	194	410	336	447
Преодолеваемый уклон, град.		Н. д.		36	20	24
Вместимость кузова, м ³ : геометрическая с «шапкой»	16	Н. д.	12	16,3	17	23
	20,5	Н. д.	14	22	22,4	28
Радиус поворота, м	9	Н. д.		9,4	11	10
Масса без груза, т	29,1	Н. д.	16,5	42,38	36	40

Опыт эксплуатации шарнирно-сочлененных самосвалов при отработке месторождений полезных ископаемых

ШСС прекрасно зарекомендовали себя в различных отраслях строительства при перевозке грузов в труднопроходимых условиях, а также при добыче полезных ископаемых и строительных материалов открытым способом для их транспортировки из забоев к пунктам разгрузки.

Положительный мировой опыт эксплуатации самосвалов Volvo A40D – на предприятиях Marmi di Carrara Srl (г. Каррара, Италия) и Wbb Minerals по добыче пластичной глины (Великобритания), самосвалов Cat-740 – на карьере Tarmac Pant Quarry (Уэльс, Великобритания) позволяют сделать вывод о надежности и качестве данных машин [7].

В карьере Tarmac Pant Quarry по добыче 1,2 млн т/год известняка самосвалы Cat-740 грузоподъемностью 38 т доставляют горную массу на борт карьера, где она перегружается в передвижную дробилку и конвейером складывается в штабель, откуда подается на дальнейшую переработку. Общая высота подъема составляет 100 м, длина трассы на подъем – около 800 м при среднем уклоне 12,5 % при варьировании продольного уклона отдельных участков трассы от 10 до 26 %.

Горнодобывающее предприятие Marmi di Carrara Srl, разрабатывающее месторождение мрамора нагорным карьером, использует Volvo A40D с раздельным для грузового и порожнякового направлений односторонним движением. Две машины данного класса перевозят 2000 т/сут горной массы. Максимальный угол наклона трассы 35 %. По информации сотрудников (инженеров и водителей) [7], моторный тормоз полностью позволяет контролировать движение самосвала под уклон, исключая необходимость использования рабочих тормозов.

В России ШСС применяют нефте- и газодобывающие компании, осваивающие месторождения в сложных природно-климатических условиях и условиях бездорожья. Как и за рубежом, на открытых горных работах ШСС используют в основном при производстве строительных материалов: мраморные плиты, щебень, глина и т. п.

Одним из примеров эксплуатации ШСС на карьерах железорудной промышленности России является комбинат «Магнезит», на котором в настоящее время эксплуатируются 10 самосвалов Bell-B40D [8], наработавших по 12000–14000 машино-часов, самосвал Bell-B50D и

шесть самосвалов Volvo A40F. За шесть месяцев эксплуатации самосвала Bell-B50D его наработка составила более 2500 машино-часов. Весь этот период самосвал работал в сложнейших горно-геологических условиях, связанных с транспортировкой горной породы по трассам с уклонами до 15 %, глинистым основанием и перепадами высот до 190–200 м на относительно коротких расстояниях транспортировки.

В 2011 г. началось строительство горно-обогательного комбината и подготовка месторождения алмазов имени В. Гриба к разработке [9]. Промышленное освоение месторождения осуществляется в безлюдной местности, на сильно обводненной и заболоченной территории, в суровых климатических условиях европейского севера России. Все технологические грузоперевозки в карьере выполняют автотранспортом. В связи с низкой несущей способностью горных пород на начальный период вскрытия и подготовки месторождения к эксплуатации приняты довольно распространенные в небольших и неглубоких карьерах России карьерные самосвалы БелАЗ-75473 грузоподъемностью 45 т и самосвалы повышенной проходимости с шарнирно-сочлененной рамой и колесной формулой 6×6 БелАЗ-75281 грузоподъемностью 36 т.

Плоский рельеф местности на территории карьера и принятая проектом технология разработки месторождения предопределили его вскрытие внутренними автомобильными съездами, образующими спирально-тупиковые схемы с выездами на поверхность в направлениях к обогачительной фабрике, восточному и южному отвалам. В дальнейшем, по мере развития горных работ и формирования конечных бортов карьера, временные автомобильные съезды, начиная с верхних горизонтов, постепенно переносят в стационарное (постоянное) положение.

Сложные дорожные условия, связанные с низкой несущей способностью пород, затрудняли подъезды к экскаваторам и проведение съездов, но благодаря относительно небольшой нагрузке на дорогу ШСС первые два горизонта были успешно вскрыты. Это позволило выйти на горизонты с более высокой несущей способностью пород и ввести в работу горное и транспортное оборудование увеличенной мощности [10].

Технологические особенности отработки глубокозалегающих месторождений

Российские производители и ученые пошли дальше и расширили сферу применения

ШСС на горнодобывающих предприятиях путем использования их при доработке карьеров, разрабатывающих глубокозалегающие месторождения алмазов.

Технологию доработки глубоких карьеров с применением крутонаклонных съездов одним из первых в мире предложил институт «Якутнипроалмаз» АК «АЛРОСА». Проектные решения были приняты для доработки карьера «Удачный» в 2008 г. [11]. После проведенных совместно с Институтом горного дела Уральского отделения РАН исследовательских работ [12] принято решение о применении в качестве транспортного средства самосвалов с шарнирно-сочлененной рамой. Разработаны варианты технологии проходки крутых съездов на карьерах АК «АЛРОСА» с использованием имеющегося горно-транспортного оборудования [11, 13], а также временные рекомендации по безопасной эксплуатации ШСС на крутых уклонах, на горных работах, согласованные с управлением Государственного горного и металлургического надзора [14].

Реализация проектных решений началась с отстройки крутонаклонного съезда на карьере «Удачный» с 2010 по 2012 г. и приобретения в конце 2011 г. самосвала Cat-740B [15]. В соответствии с данными [15] за время испытаний на трассе с продольным уклоном от 10,0 до 23,7 % была подтверждена техническая возможность эксплуатации ШСС в тяжелых горно-технических и природно-климатических условиях доработки глубокозалегающих месторождений твердых полезных ископаемых.

В результате проведенных исследований установлены: максимальные уклоны при транспортировании горной массы на подъем и спуск; максимальная скорость движения в порожнем и грузовом направлениях на уклоне до 30 %; рациональные безопасные параметры автомобильных съездов (ширина проезжей части, ширина транспортной бермы, уширение проезжей части, высота удерживающего породного вала и др.). Обоснованы технологии строительства и обустройства транспортных съездов. Разработаны меры по предотвращению аварийных ситуаций при движении самосвалов на крутых уклонах, работе в забое, во время погрузочно-разгрузочных и буксировочных работ с учетом погодных условий.

В настоящее время [16] на карьере «Удачный» внедрена технология добычи с использованием крутонаклонных съездов с продольным уклоном 21,7 %, которая позволяет обеспечить

для действующих карьеров дополнительную добычу руды (5–10 %), для вновь проектируемых – уменьшение объемов вскрышных работ на 35–40 %. При этом для операторов выемочно-погрузочных и транспортных средств в забоях с повышенной опасностью проектом предусматривается применение горного оборудования, оснащенного системами дистанционного управления. Однако опыт эксплуатации самосвалов Cat-740B при доработке карьера «Удачный» АК «АЛРОСА» выявил ряд конструктивных недостатков указанных моделей [17]. Недостатки были обусловлены выходом из строя задних мостов вследствие перераспределения нагрузок при движении с грузом на подъем, неполным использованием грузоподъемности и т. п.

Опыт применения ШСС на горных работах по добыче твердых полезных ископаемых и дальнейшие исследования позволили установить эффективность разработки перспективных месторождений с малыми запасами. Так, использование шарнирно-сочлененного автосамосвала Cat-740 в условиях Дальнебуланашского месторождения угля [18] позволяет: снизить дальность транспортирования вскрышных пород на 32 %; уменьшить дальность транспортирования угля на 29 %; увеличить угол погашения борта разреза на 4°; снизить объем вскрыши на 4 млн м³. Расчеты показали, что себестоимость 1 т полезного ископаемого при применении автосамосвалов Cat-740 для транспортирования угля и вскрышных пород на Дальнебуланашском месторождении снижается на 12 % по сравнению с классическими карьерными автосамосвалами.

В настоящее время продолжают исследования перспектив применения полноприводных шарнирно-сочлененных автосамосвалов при доработке карьеров месторождений кимберлитовых руд [17].

Большинство проектов отработки карьеров предусматривает переход с определенной глубины на вскрытие крутонаклонными съездами с соответствующим вводом в эксплуатацию ШСС. В одном из вариантов отработки Нюрбинского карьера АК «АЛРОСА» этот переход осуществляется с глубины 330 м (горизонт –80 м). До глубины 330 м горная масса вывозится на поверхность автосамосвалами Cat-777D, Cat-777F, Terex TR-100 грузоподъемностью 91 т. С нижних горизонтов горная масса вывозится шарнирно-сочлененными самосвалами Cat-745C грузоподъемностью 41 т на перегрузочный пункт, расположенный на горизонте –80 м.

Главные преимущества ШСС в данном варианте разработки заключаются в использовании крутонаклонных съездов и транспортных берм меньшей ширины по сравнению с автосамосвалами с колесной формулой 4×2, что позволяет увеличить угол наклона нерабочего борта, сократить дополнительный объем выемки вскрыши от размещения транспортных коммуникаций и отработать карьер до глубины 570 м. Вместе с тем практическая реализация варианта связана с определенным технологическим риском [17]. В настоящее время в мировой практике отсутствует опыт эксплуатации ШСС в экстремальных горно-технических условиях, аналогичных условиям алмазодобывающих карьеров, расположенных в криолитзоне. Теоретически считается, что ШСС способны преодолевать уклоны автодорог до 30–35 %, однако на практике заводы-изготовители гарантируют надежную работу таких автосамосвалов при продольных уклонах до 18–20 %.

Одним из направлений применения ШСС является вскрытие нижних горизонтов карьера законтурными автомобильными тоннелями

спиральной формы (рис. 1). Соединение подземного автомобильного съезда с рабочими горизонтами осуществляется квершлагами, которые проходятся в нерабочих бортах и погашаются по мере понижения горных работ. В этом случае угол наклона нерабочего борта в зоне тоннельного вскрытия не зависит от ширины и уклона транспортных коммуникаций, а определяется только условиями устойчивости. На нерабочем борту исключается размещение транспортных берм. Учитывая разницу значений расчетного и допустимого коэффициентов запаса устойчивости бортов на Нюрбинском карьере, угол наклона нерабочего борта в зоне тоннельного вскрытия может быть увеличен на 25–30 %. Соответственно увеличивается глубина перехода на вскрытие крутонаклонными тоннельными автосъездами и сокращается объем развоза бортов карьера. Тоннельное вскрытие обеспечивает снижение гидродинамического давления грунтовых вод на борт карьера, что также будет способствовать увеличению угла откоса нерабочего борта.

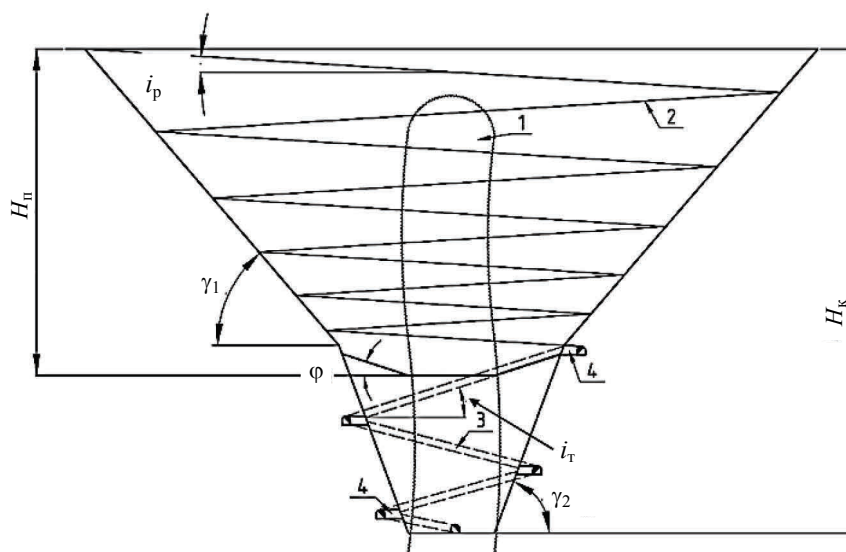


Рис. 1. Схема разработки карьера с использованием законтурных автомобильных тоннелей спиральной формы: 1 – рудное тело; 2 – траншейный автосъезд; 3 – тоннельный автосъезд; 4 – квершлаг; H_k – конечная (проектная) глубина карьера; H_n – глубина перехода на тоннельное вскрытие; i_p – руководящий уклон траншейных автосъездов; i_t – руководящий уклон тоннельных автосъездов ($i_t > i_p$); γ_1 – угол откоса нерабочего борта в зоне траншейного вскрытия при использовании самосвалов с колесной формулой 4×2; γ_2 – угол откоса нерабочего борта карьера в зоне тоннельного вскрытия при использовании полноприводных самосвалов ($\gamma_2 > \gamma_1$); ϕ – угол откоса рабочего борта карьера

Fig. 1. Scheme of quarry development while using peripheral road tunnels of spiral shape: 1 – ore body; 2 – trench ramps; 3 – tunnel ramps; 4 – crosscut; H_k – ultimate (design) pit depth; H_n – junction depth for transition of tunnel opening; i_p – limiting gradient of trench ramps; i_t – limiting gradient of tunnel ramps ($i_t > i_p$); γ_1 – slope angle of non-working quarry side in the zone of trench opening while using dump trucks with wheel formula 4×2; γ_2 – slope angle of non-working quarry side in the zone of tunnel opening while using four wheel drive trucks ($\gamma_2 > \gamma_1$); ϕ – slope angle of working quarry side

Наличие тоннелей дает возможность размещать в пределах массива аппаратуру наблюдения за его состоянием. Кроме того, из тоннелей может быть установлено анкерное крепление, предотвращающее обрушение прибортового массива карьера [19]. Применение ШСС и крутых уклонов автосъездов позволит значительно сократить капитальные вложения на проходку подземных выработок, что является основным ограничением при практической реализации указанного способа вскрытия.

ВЫВОДЫ

1. К технологическим особенностям освоения месторождений твердых полезных ископаемых с использованием шарнирно-сочлененных самосвалов следует отнести:

– вовлечение в отработку дополнительного объема руды при минимально возможном увеличении объема вскрыши;

– строительство крутонаклонных съездов и транспортных берм меньшей ширины по сравнению с карьерными автосамосвалами, что позволяет увеличить угол наклона нерабочего борта, сократить дополнительный объем выемки вскрыши от размещения транспортных коммуникаций;

– использование транспортных берм переменной ширины и вскрытия нижних горизонтов карьера законтурными автомобильными тоннелями спиральной формы;

– использование роботизированных комплексов, позволяющих минимизировать применение людских ресурсов, что повышает безопасность ведения горных работ.

2. Представленные технологические решения позволят обеспечить ресурсосбережение и безопасность открытых горных работ при извлечении руд ранее нерентабельных месторождений. Они требуют дальнейшей технико-экономической оценки и научной проработки на предпроектной стадии освоения технологии.

3. Необходимы маркетинговые исследования по изучению возможного рынка потребления самосвалов данного класса на открытых горных работах с целью обоснования перспективы импортозамещения машинами российского производства. Помимо упомянутых выше в качестве потенциальных производителей могут быть рассмотрены ОАО «Уралмашзавод», НПК «Уралвагонзавод», ОАО «Уралтранс-маш» и др.

ЛИТЕРАТУРА

1. События: Новая техника ОАО «Промтрактора» – Самосвал С-33 с шарнирно-сочлененной рамой [Электронный ресурс]. Режим доступа: <http://promtractor.tplants.com/ru/events/news/2013/05/28/>.
2. Карьерные самосвалы «Балтиец» составят конкуренцию БелАЗам. 2011 г. [Электронный ресурс]. Режим доступа: <http://www.zavodsm.ru/novosti/i/karernie-samosvali-baltiets-sostavyat-konkurenciyu-belazam/>.
3. Кировец К-708.2. 2017 г. [Электронный ресурс]. Режим доступа: <http://kirovets-ptz.com/rus/catitem/52/DilerAccount>.
4. Российский импорт шарнирно-сочлененных самосвалов в январе – октябре 2011 года [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www.prtime.ru/2012/03/01/rossijskijj_import_sha.html.
5. Российский импорт шарнирно-сочлененных самосвалов в 2012 году [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://idmarketing.ru/goods/rossijskijj_import_sharnimo_sochlenennyh_samosvalov_v_2012_godu.htm#1.
6. Ткаченко, Р. Б. Тенденции развития строительной техники с шарнирно-сочлененной рамой / Р. Б. Ткаченко // Комунальне господарство міст: науково-технічний збірник. 2012. № 103. С. 188–193.
7. Сочлененные самосвалы Volvo. Опыт эксплуатации (месторождения в Италии, Англии, Норвегии, России) [Электронный ресурс] / ООО ТЛК «Гросс». 2007. 1 электрон. опт. диск (DVD-ROM).
8. Презентация шарнирно-сочлененного самосвала BELL B50D [Электронный ресурс] // Горная промышленность. 2012. Режим доступа: <https://mining-media.ru/ru/article/karertekh/2483-presentatsiya-sharnimo-sochle-njono-samosvala-bell-b50d>.
9. Первый этап освоения месторождения имени В. Гриба, подготовительные и горно-капитальные работы / В. Н. Зяостровцев [и др.] // Горный журнал. 2014. № 3. С. 46–49.
10. Палеи, Л. М. Организационно-техническое обеспечение начального этапа горного производства в карьере гока имени В. Гриба / Л. М. Палеи // Горный журнал. 2014. № 3. С. 50–52.
11. Развитие технологии проходки и формирования на карьере транспортных съездов крутого уклона / А. Н. Акишев [и др.] // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2013. № 12 С. 58–64.
12. Разработать безопасные геометрические параметры конструкции крутых транспортных съездов. Разработать и согласовать временные рекомендации по безопасной эксплуатации технологических транспортных средств на крутых уклонах, на горных работах АК «АЛРОСА»: отчет о НИР / ИГД УрО РАН; рук. А. В. Глебов. Екатеринбург, 2008. 101 с.
13. Способ проведения крутой траншеи: пат. 2376471 Рос. Федерация, МПК E21C41/26 (2006.01) / В. А. Берсенева, А. В. Глебов, Г. Д. Кармаев; дата публ. 20.12.2009.
14. Временные рекомендации по безопасной эксплуатации шарнирно-сочлененных самосвалов на крутых уклонах, на горных работах АК «АЛРОСА»: № 13-02-ИД-01145-2008 / ИГД УрО РАН. Екатеринбург, 2008. 11 с.

15. Зырянов, И. В. Испытания Cat-740B на крутонаклонных съездах карьера «Удачный» АК «АЛРОСА» / И. В. Зырянов, А. И. Цымбалова // Горное оборудование и электромеханика. 2013. № 9. С. 22–25.
 16. Перспективные направления развития технологий добычи и переработки алмазосодержащих руд в АК «АЛРОСА» (ПАО) / А. С. Чаадаев [и др.] // Горный журнал. 2016. № 2. С. 56–61. <https://doi.org/10.17580/gzh.2016.02.11>.
 17. Перспективы применения полноприводных шарнирно-сочлененных автосамосвалов при доработке Нюрбинского карьера АК «АЛРОСА» (ПАО) / А. Н. Акишев [и др.] // Инновационные геотехнологии при разработке рудных и нерудных месторождений: сб. докл. VI Междунар. науч.-техн. конф. 2017. С. 116–122.
 18. Анализ эффективности применения шарнирно-сочлененных автосамосвалов при разработке месторождений с малыми запасами / И. Н. Сандригайло [и др.] // Известия Уральского государственного горного университета. 2015. № 2. С. 23–27.
 19. Hustrulid, W. A. In-the-Wall Haulage for Open-Pit Mining / W. A. Hustrulid, B. Seegmiller, O. Stephansson // Mining Engineering. 1987. Vol. 39, No 2. P. 119–123.
- Поступила 03.08.2017
Подписана в печать 27.10.2017
Опубликована онлайн 29.05.2018
- ### REFERENCES
1. *Events: New Equipment of OJSC "Promtraktor" – Dump Truck C-33 with Articulated Frame*. 2013. Available at: <http://promtraktor.tplants.com/ru/events/news/2013/05/28/> (in Russian).
 2. *Mine Dump Trucks "Baltiets" Act as a Competitor to BelAZ*. 2011. Available at: <http://www.zavodsm.ru/novosti/i/karernie-samosvali-baltiets-sostavyat-konkuren-tsiyu-belazam> (in Russian).
 3. *Kirovets K-708.2*. 2017. Available at: <http://kirovets-ptz.com/rus/catitem/52/DilerAccount> (in Russian).
 4. *Russian Import of Articulated Dump Trucks in January – October 2011*. Available at: http://www.prttime.ru/2012/03/01/rossijskij_import_sha.html (in Russian).
 5. *Russian import of Articulated Dump Trucks in 2012*. Available at: http://idmarketing.ru/goods/rossijskij_import_sharnirno_sochlenennyh_samosvalov_v_2012_godu.htm#1 (in Russian).
 6. Tkachenko R. B. (2012) Tendencies in Development of Construction Equipment with Articulated Frame. *Kommunal'ne Gospodarstvo Mist: Naukovo-Tekhnichnii Zhurnal = Urban Municipal Services: Technical and Scientific Compilation*, 103, 188–193 (in Russian).
 7. Limited Liability Company Transport Logistics Complex "Gross" – Volvo CE Dealer (2007) *Articulated Haul Volvo. Operational Experience (Deposits in Italy, England, Norway, Russia)*. Electronic Resource. DVD-ROM (in Russian).
 8. Presentation of Articulated Dump Trucks BELL B50D. *Mining*. 2012. Available at: <https://mining-media.ru/ru/article/karertekh/2483-prezentatsiya-sharnirno-sochlenjonnogo-samosvala-bell-b50d> (in Russian).
 9. Zaostrovtshev V. N., Yaparov Ya. A., Klimenko Yu. A., Nalivaiko V. A. (2014) First Stage of V. Grib Deposit Development: Preparatory and Mining and Capital Works. *Gornyi Zhurnal = Mining Journal*, (3), 46–49 (in Russian).
 10. Palei L. M. (2014) Organizational and Technical Support of Initial Mining Production Stage at Cast Mines of V. Grib Mining and Processing Plant. *Gornyi Zhurnal = Mining Journal*, (3), 50–52 (in Russian).
 11. Akishev A. N., Babaskin S. L., Kozhemyakin A. A., Nikitin R. V. (2013) Development of Technology for Driving and Formation of Transport Steep Slope Crossovers. *Gornyi Informatsionno-Analiticheskiy Byulleten = Mining Informational and Analytical Bulletin*, (12), 58–64 (in Russian).
 12. Glebov A. V. (chief), Mining Institute of the Ural Branch of the Russian Academy of Sciences (2008) *Develop of Safety Geometrical Parameters for Structures of Transport Steep Slope Crossovers. Develop and Approve Temporary Documentations on Safety Operation of Technological Transport Facilities on Steep Slopes and during Mining Works of Diamond Processing Plant "Alrosa"*: Report on R&. Ekaterinburg. 101 (in Russian).
 13. Bersenev V. A., Glebov A. V., Karmaev G. D. (2008) *Method for Making Steep Trenches*. Patent of Russian Federation No 2376471 (in Russian).
 14. Mining Institute of the Ural Branch of the Russian Academy of Sciences (2008) *Temporary Recommendations on Safety Operation of Articulated Dump Trucks on Steep Slopes and During Mining Works of Diamond Processing Plant "Alrosa"*. No 13-02-ИД-01145-2008. Ekaterinburg. 11 (in Russian).
 15. Zyrianov I. V., Tsymbalova A. I. (2013) Tests of Cat-740B on Steep Slope Crossovers of Cast Mine "Udachny" at Diamond Processing Plant "Alrosa". *Gornoye Oborudovanie i Elektromekhanika = Mining Equipment and Electromechanics*, (9), 22–25 (in Russian).
 16. Chaadaev A. S., Cherepnov A. N., Zyryanov I. V., Bondarenko I. F. (2016) Promising Ways of Technological Development in Diamond ore Mining and Processing at ALROSA *Gornyi Zhurnal = Mining Journal*, (2), 56–61 (in Russian). <https://doi.org/10.17580/gzh.2016.02.11>.
 17. Akishev A. N., Lel' Yu. I., Glebov I. A., Musikhina O. V. (2017) Prospects for Application of All-Wheel-Drive Articulated Dump Trucks to Finalize Nyurbinsk Mine of Diamond Processing Plant "Alrosa" (PJSC). *Innovatsionnye Tekhnologii pri Razrabotke Rudnykh i Nerudnykh Mestorozhdenii: 6 Mezhdunar. Nauchno-Tekhn. Konf. (Ekaterinburg, 18–19.04.17): Sb. Dokl. [Innovation Technologies for Development of Ore and Non-Metallic Deposits: 6th International Scientific and Technical Conference. Book of Reports]*. Ekaterinburg, Ural State Mining University, 116–122 (in Russian).
 18. Sandrigailo I. N., Arefev S. A., Moiseyev Kh. S., Glebov I. A., Shlokhin D. A. (2015) Analysis of Efficient Application of Articulated Dump Trucks During Development of Deposits with Small Reserves. *Izvestiya Ural'skogo Gosudarstvennogo Gornogo Universiteta = News of Ural State Mining University*, (2), 23–27 (in Russian).
 19. Hustrulid W. A., Seegmiller B., Stephansson O. (1987) In-the-Wall Haulage for Open-Pit Mining. *Mining Engineering*, 39 (2), 119–123.

Received: 03.08.2017

Accepted: 27.10.2017

Published online: 29.05.2018

Графовая модель конфликтного взаимодействия транспортных средств на различных перекрестках

Кандидаты техн. наук, доценты Д. В. Капский¹⁾, В. Н. Шуть²⁾, докт. техн. наук, доц. П. А. Пегин³⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь),

²⁾Брестский государственный технический университет (Брест, Республика Беларусь),

³⁾Санкт-Петербургский архитектурно-строительный университет (Санкт-Петербург, Российская Федерация)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. В статье введено понятие графа транспортных потоков перекрестка. Показано, что данный граф является объединением графов конфликтов. Приводятся числовые характеристики графов конфликтного взаимодействия транспортных потоков в процессе их слияния и пересечения на перекрестках разной конфигурации. Выполнено построение: графов слияния, в которых вершины соответствуют конфликтующим потокам, а ребра указывают, какие из потоков вступают в конфликт слияния между собой; графов пересечения, в которых вершины соответствуют конфликтующим потокам, а ребра указывают, какие из потоков вступают в конфликт пересечения между собой. С учетом конфликтного взаимодействия транспортных и пешеходных потоков, условий движения, а также траекторий движение до возможного физического взаимодействия приобретает вид графа транспортных потоков, который для перекрестка содержит полную информацию об имеющихся конфликтах. В результате построений в соответствии с теоретическими аспектами теории графов и реальным взаимодействием транспортных и пешеходных потоков на перекрестках выявлены закономерности, позволяющие судить об опасности того или иного перекрестка на улично-дорожной сети городов. Предложения могут быть идентифицированы как маркеры опасности объекта, что особенно актуально с учетом имеющихся фактических данных о режимах движения, светофорном регулировании, интенсивности потоков, формирующих граф автомобилей или пешеходов, а также скорости движения (особенно единичных транспортных средств, превышающих допустимое значение разрешенной скорости для городского движения или с учетом местных ограничений на отдельных участках улично-дорожной сети). Данные подходы могут применяться для оценки качества дорожного движения на конфликтных участках улично-дорожной сети городов и населенных пунктов, а также на дорогах общего пользования.

Ключевые слова: транспортный и пешеходный потоки, конфликт, конфликтная точка, траектория движения, перекресток, теория графов, граф пересечения, граф слияния, опасность

Для цитирования: Капский, Д. В. Графовая модель конфликтного взаимодействия транспортных средств на различных перекрестках / Д. В. Капский, В. Н. Шуть, П. А. Пегин // *Наука и техника*. 2018. Т. 17, № 3. С. 246–254. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-246-254>

Graph Model of Vehicle Conflict Interaction at Various Crossroads

D. V. Kapskiy¹⁾, V. N. Shutst²⁾, P. A. Pegin³⁾

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus),

²⁾Brest State Technical University (Brest, Republic of Belarus),

³⁾Saint Petersburg State University of Architecture and Civil Engineering (Saint Petersburg, Russian Federation)

Abstract. The paper introduces a new notion that is a graph of crossroad transport flows. It has been shown that the given graph serves as a unification of conflict graphs. The paper provides numerical characteristics of graphs on conflict interaction

Адрес для переписки

Капский Денис Васильевич
Белорусский национальный технический университет
ул. Я. Коласа, 12,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 293-95-70
oapdd_atf@bntu.by

Address for correspondence

Kapskiy Denis V.
Belarusian National Technical University
12 Ya. Kolasa str.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 293-95-70
oapdd_atf@bntu.by

of transport flows in the process of their merging and intersection at crossroads of various configuration. The following construction of the graph has been carried out: merging graphs where their nodes correspond to conflicting flows and their edges indicate what flows enter into a merging conflict between themselves; intersection graphs where graph nodes correspond to conflicting flows and their edges indicate what flows enter into an intersection conflict between themselves. Taking into account the conflict interaction between traffic and pedestrian flows, traffic conditions and traffic trajectories before possible physical interaction the traffic flow graph takes such form which contains complete information about existing conflicts for the required intersection. As a result of the construction in accordance with theoretical aspects of a graph theory and actual interaction of transport and pedestrian flows at intersections, some regularities have been revealed that allow to estimate a danger of any particular intersection within the urban street-road network. The proposals can be identified as hazard markers of an object and that is especially topical with due account of available actual data on driving regimes, traffic light regulation, flow intensity and driving speed (especially single vehicles exceeding permissible driving speed for urban traffic or taking into account local restrictions on certain sections of street-road network) which form a vehicle or pedestrian graph. The proposed approaches can be used to assess quality of road traffic in conflict areas of the street-road network in cities and settlements and public roads as well.

Keywords: transport and pedestrian flows, conflict, conflict point, motion trajectory, intersection, graph theory, intersection graph, merging graph, danger

For citation: Kapskiy D. V., Shutst V. N., Pegin P. A. (2018) Graph Model of Vehicle Conflict Interaction at Various Crossroads. *Science and Technique*. 17 (3), 246–254. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-246-254> (in Russian)

Введение

Конфликты занимают особое место в дорожном движении, и их разрешение является одной из самых актуальных задач.

Под словом «конфликт» в дорожном движении понимается столкновение сил, сторон, какое-либо противостояние. В дорожном движении имеют место самые разнообразные конфликты – технические (физические), экономические, социальные, экологические и др. [1]. Рассмотрим физические конфликты на дороге, в частности конфликт транспорт – транспорт (Т–Т).

Физические конфликты Т–Т подразделяются на несколько видов: встречные, боковые (пересечение), поворотные и попутные (слияние). При этом физический ущерб определяет тяжесть последствий аварии, по которой они традиционно делятся на три категории [2–4]: легкие (когда нанесен умеренный материальный ущерб, а люди не пострадали); средние (когда имели место ранения людей или нанесение очень большого материального ущерба); тяжелые (при которых имела место гибель людей или нанесение чрезвычайно большого материального ущерба).

Перекресток на улично-дорожной сети является местом повышенной опасности [3–5]. Светофорное регулирование предназначено для очередного пропуска конфликтующих участников дорожного движения (ДД) [6]. Имеется возможность формализовать некоторым образом с помощью теории графов модель перекрестка с учетом взаимодействующих на нем транспортных потоков, конфликтующих между собой.

Модель перекрестка и его графы

На рис. 1 число конфликтующих участков ДД равно 16, т. е. по числу транспортно-пешеходных потоков. Здесь имеем:

- четыре пешеходных потока $X_{п} = \{X_{п1}, X_{п5}, X_{п9}, X_{п13}\}$;
- четыре транзитных транспортных потока $X_{тт} = \{X_{тт3}, X_{тт7}, X_{тт11}, X_{тт15}\}$;
- четыре правоповоротных транспортных потока $X_{тп} = \{X_{тп2}, X_{тп6}, X_{тп10}, X_{тп14}\}$;
- четыре левоповоротных транспортных потока $X_{тл} = \{X_{тл4}, X_{тл8}, X_{тл12}, X_{тл16}\}$.

Переменная X означает число пешеходов либо транспортных единиц на конкретном направлении движения перекрестка. Построим граф перекрестка или граф пешеходно-транспортных потоков (рис. 2). Вершины графа соответствуют транспортным потокам. Две вершины графа соединены ребром, если соответствующие траектории движения этих потоков в зоне перекрестка имеют точки пересечения (конфликтные точки).

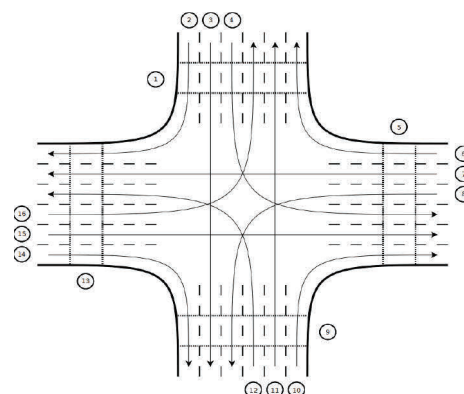


Рис. 1. Транспортные потоки перекрестка

Fig. 1. Crossroad transport flows

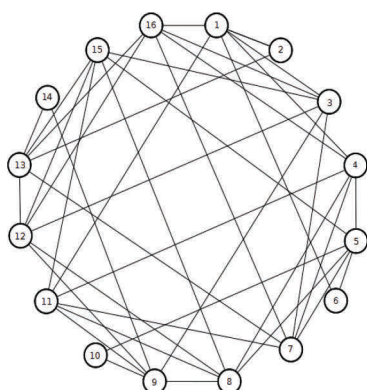


Рис. 2. Граф транспортно-пешеходных потоков
Fig. 2. Graph of transport and pedestrian flows

Вынесение пешеходных потоков из зоны перекрестка путем обустройства подземных переходов позволяет упростить граф транспортных потоков, резко сократить число конфликтных точек (рис. 3).

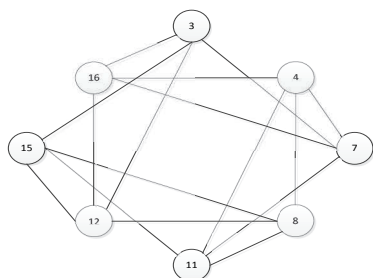


Рис. 3. Граф G транспортных потоков
Fig. 3. Graph of transport flows G

Построим граф $\bar{G}$ – дополнительный к графу G . Полученный граф назовем графом светофорного регулирования (рис. 4). Пара вершин, инцидентных одному ребру этого графа, указывает на то, что данные потоки могут двигаться через перекресток одновременно, т. е. они не имеют конфликтных точек соприкосновения. Таким образом, процесс оптимального управления разъездом транспорта на перекрестке сводится к формированию групп неконфликтующих потоков максимального объема.

Приведем данную постановку к известной в теории графов задаче о выделении в графе клик максимального размера. Известно следующее определение клики: «Подмножество V' вершин графа G называется кликой, если любые две входящие в него вершины смежны, т. е. если порожденный подграф $G(V')$ является “полным”» [7–9].

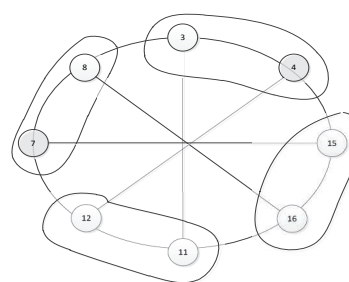


Рис. 4. Граф $\bar{G}$ светофорного регулирования
Fig. 4. Graph of traffic signalization $\bar{G}$

Характеристикой графа светофорного регулирования будет кликовое число $\phi(G)$. Оно определяет число фаз в светофорном цикле. Фаза регулирования – это совокупность основного такта и следующего за ним переходного интервала. В основной такт (зеленый сигнал светофора) дается разрешение на проезд перекрестка группе автотранспортных средств, не конфликтующих между собой.

Графы конфликтов

Рассмотрим подробнее модели конфликтов и, в частности, конфликты слияния и пересечения. Введем понятия графов этих конфликтов и получим основные характеристики графов.

Слияние – ситуация, когда взаимодействующие участники одновременно претендуют на одну и ту же ограниченную, точечную территорию. Конфликт слияния изображен на рис. 5.

Пересечение – ситуация, когда взаимодействующие участники сталкиваются в конфликтной точке, близкой к углу 90° . Конфликт пересечения и слияния в упрощенном виде изображен на рис. 5 [3, 4, 10]. Это отображение представляет собой так называемую конфликтную точку.

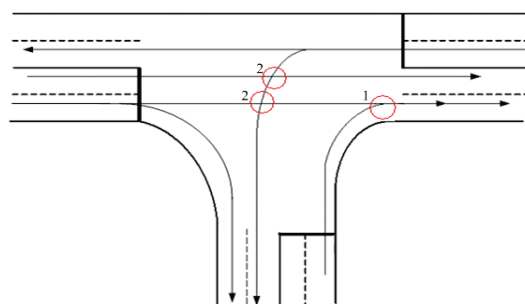


Рис. 5. Изображение конфликта слияния (1) и пересечения (2)
Fig. 5. View of convergence (1) and intersection (2) conflict

Графом слияния назовем такой граф, в котором вершины соответствуют конфликтующим потокам, а ребра указывают, какие из потоков вступают в конфликт слияния между собой. Графом пересечения назовем такой граф, в котором вершины соответствуют конфликтующим потокам, а ребра указывают, какие из потоков вступают в конфликт пересечения между собой.

Можно утверждать, что граф транспортных потоков, рассмотренный выше, содержит полную информацию о конфликтах. Он же является объединением двух графов: слияния и пересечения. То есть если G – это граф транспортных потоков, а G_1 и G_2 – графы слияния и пересечения соответственно, то $G = G_1 \cup G_2$.

Далее для характерных, часто встречающихся перекрестков изобразим графы конфликтов слияния и пересечения. Пара вершин, инцидентных одному ребру, указывает на то, что данные потоки имеют конфликтные точки и не могут двигаться через перекресток одновременно.

Взвешенные графы конфликтов, характеристика графов конфликтов

Взвешенным называется граф, каждому ребру которого поставлено в соответствие некоторое число, называемое весом ребра [11, 12].

Рассмотрим перекресток 2×1 (рис. 6). Это перекресток, образованный пересечением дорог с двумя и одной полосами движения соответственно, в одном направлении. Аналогичное

число полос и в обратном направлении для каждой дороги.

Обозначим λ_i вес каждого ребра на графе пересечений. Таким образом, λ_i – это показатель тяжелой аварии с возможной гибелью участников и большими материальными потерями. На графе слияний расставим весовые коэффициенты μ_j , которые являются показателями средней или легкой аварии, несущей за собой сравнительно небольшие материальные потери (рис. 7).

Поскольку тяжесть аварии в конфликте пересечения потоков гораздо выше, то $\lambda_i \gg \mu_j$ ($i = \overline{1,12}, j = \overline{1,10}$) (рис. 7). Показатели λ_i и μ_j могут изменяться в зависимости от аварийной статистики, которая зависит от самого перекрестка непосредственно, от дорожного покрытия, количества участвующих потоков и ряда других факторов. Таким образом, конфликты, возникающие в местах пересечений, влекут за собой более серьезные последствия и нуждаются в устранении. С практической точки зрения, возможно хранение в компьютере информации об аварийности конкретного перекрестка в форме взвешенных графов пересечения и слияния. В процессе функционирования перекрестка и возникающих аварий веса ребер будут меняться в зависимости от того, какие потоки участвовали в аварии. Со временем анализ и обобщение данной статистики, хранящейся в графе, инициируют привинчивные меры по улучшению ситуации на данном перекрестке.

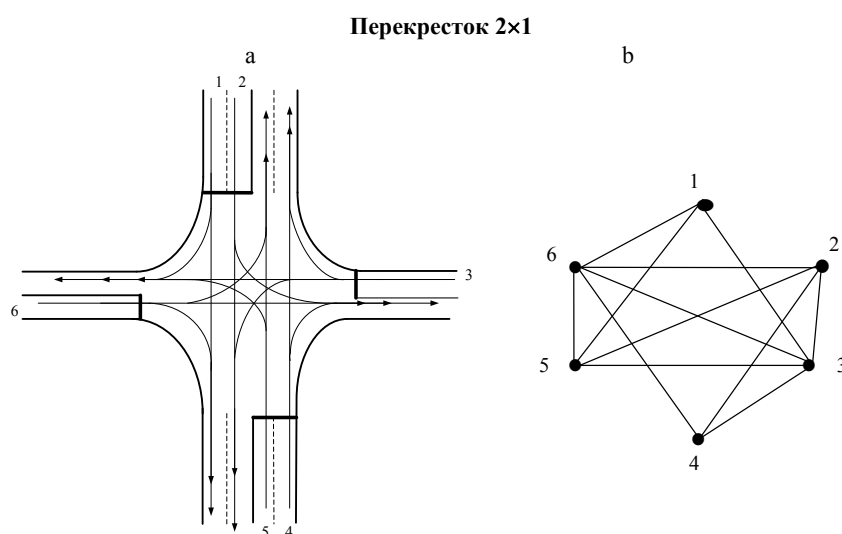


Рис. 6. Транспортные потоки перекрестка 2×1 : а – изображение перекрестка 2×1 ; б – граф транспортных потоков

Fig. 6. Crossroad transport flows 2×1 : а – view of crossroad 2×1 ; б – graph of transport flows

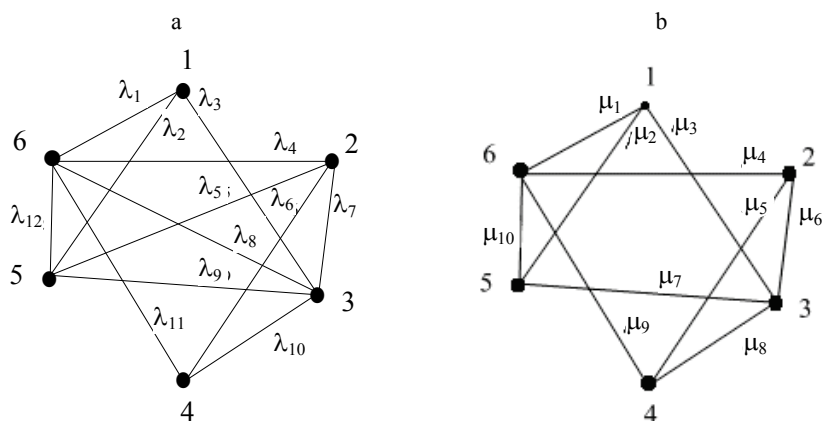


Рис. 7. Графы конфликтов перекрестка 2×1: а – пересечения; б – слияния

Fig. 7. Graphs of crossroad conflicts 2×1: a – intersection; b – convergence

Число ребер в графе конфликтов некоторых характерных перекрестков

Важной характеристикой графа конфликтов является число ребер в нем. Чем больше ребер, тем конфликтнее перекресток. Учитывая количество различных потоков на каждом перекрестке, можно подсчитать число ребер в графах слияния и пересечения для каждого из них. Обозначим потоки перекрестка следующим образом: t – число транзитных потоков на перекрестке; p – то же правоповоротных потоков на перекрестке; l – то же левоповоротных потоков на перекрестке; $n-1$ – то же ребер в графе слияния; $n-2$ – то же ребер в графе пересечения.

Очевидно, что для перекрестка 2×1 число ребер в графах слияния и пересечения (рис. 7) выразится формулами:

$$n-1 = p + l + 2; \quad (1)$$

$$n-2 = t + 3l/2.$$

Тогда для перекрестка 2×1 при параметрах перекрестка $t = 6$; $p = 4$; $l = 4$ имеем $n-1 = 10$, $n-2 = 12$.

Выполним аналогичные расчеты для перекрестка 2×2 (рис. 8). Очевидно, что для него число ребер в графах слияния и пересечения (рис. 9) выражается формулами:

$$n-1 = p + l; \quad (2)$$

$$n-2 = t + 3l + 2.$$

Итак, число ребер в графах конфликтов перекрестка 2×2 при параметрах перекрестка $t = 8$, $p = 4$, $l = 4$ будет 8 и 22.

Перекресток 2×2

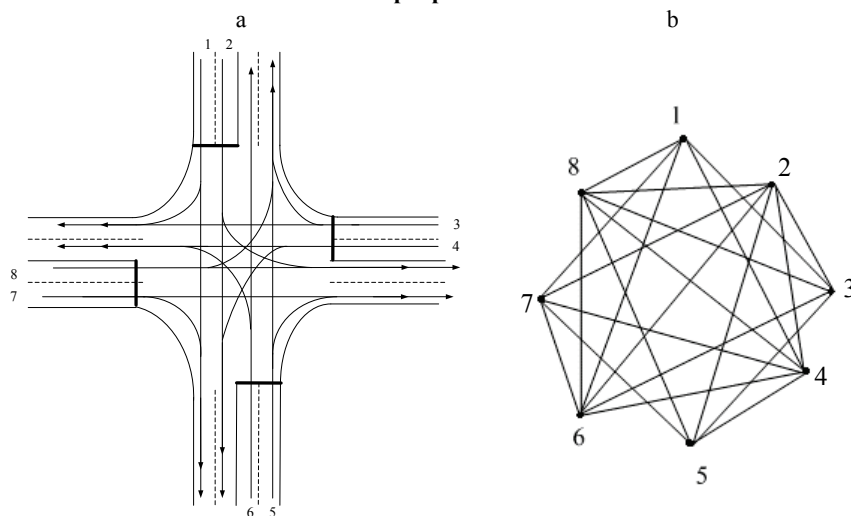


Рис. 8. Транспортные потоки перекрестка 2×2: а – изображение перекрестка 2×2; б – граф транспортных потоков

Fig. 8. Crossroad transport flows 2×2: a – view of crossroad 2×2; b – graph of transport flows

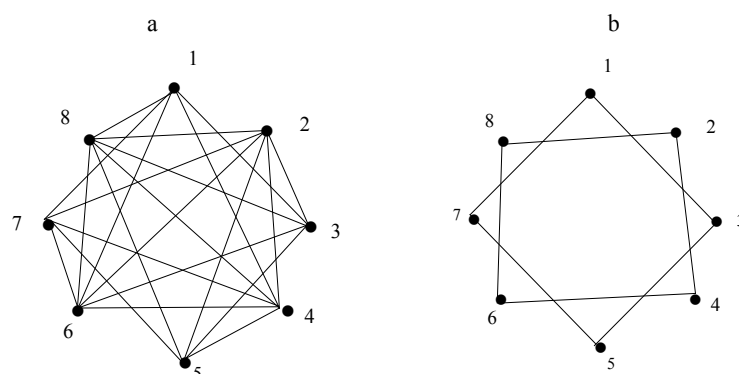


Рис. 9. Графы конфликтов перекрестка 2×2: а – пересечения; б – слияния

Fig. 9. Graphs of crossroad conflicts 2×2: a – intersection; b – convergence

Выполним приведенные выше расчеты для перекрестка 3×2 (рис. 10). Очевидно, что для него число ребер в графах слияния и пересечения (рис. 11) выражается формулами:

$$n-1 = p + l; \quad (3)$$

$$n-2 = 2t + 2p + l.$$

Итак, число ребер в графах конфликтов перекрестка 3×2 при параметрах перекрестка $t = 10$, $p = 4$, $l = 4$ будет 8 и 32.

Выполним аналогичные расчеты для перекрестка 3×3 (рис. 12), для которого число ребер в графах слияния и пересечения (рис. 13) выражается формулами:

$$n-1 = p + l; \quad (4)$$

$$n-2 = 3t + 2l + 2.$$

Итак, число ребер в графах конфликтов перекрестка 3×3 при параметрах перекрестка $t = 12$, $p = 4$, $l = 4$ будет 8 и 46.

Выполним аналогичные расчеты для Т-образного перекрестка (рис. 14), для которого число ребер в графах слияния и пересечения (рис. 15) выражается формулами:

$$n-1 = l/2; \quad (5)$$

$$n-2 = l + l + l/2 = 2,5l.$$

Итак, число ребер в графах конфликтов Т-образного перекрестка при параметрах перекрестка $t = 4$, $p = 2$, $l = 2$ будет 1 и 5.

Можно отметить, что графы слияния перекрестков 2×2, 2×3, 3×3 схожи. Это объясняется тем, что на данных перекрестках для левоповоротных потоков имеется отдельная полоса. Это позволяет избежать возможного конфликта слияния. В перекрестке 2×1 в одном из направлений такой полосы нет, поэтому на движение по одной полосе претендуют сразу три потока, что приводит к возникновению конфликта слияния.

Перекресток 3×2

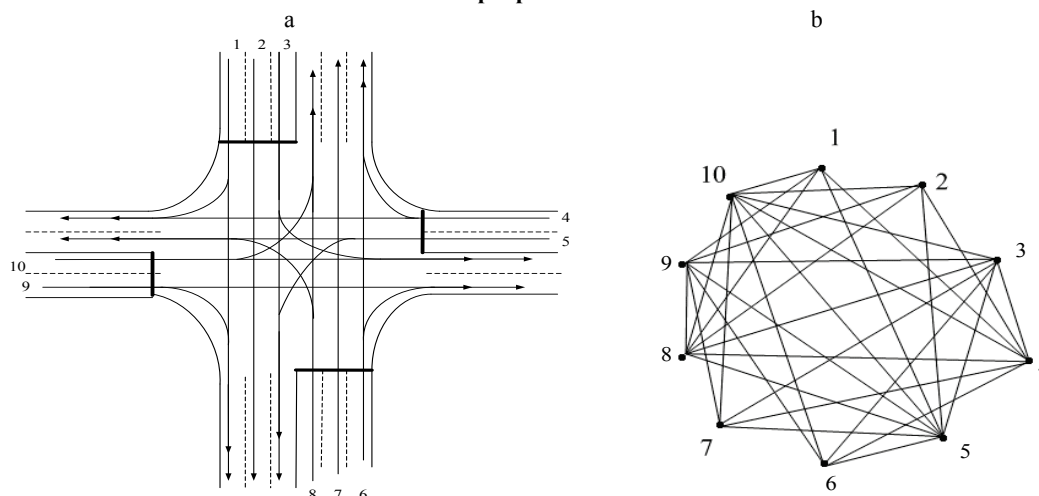


Рис. 10. Транспортные потоки перекрестка 3×2: а – изображение перекрестка 3×2; б – граф транспортных потоков

Fig. 10. Crossroad transport flows 3×2: a – view of crossroad 3×2; b – graph of transport flows

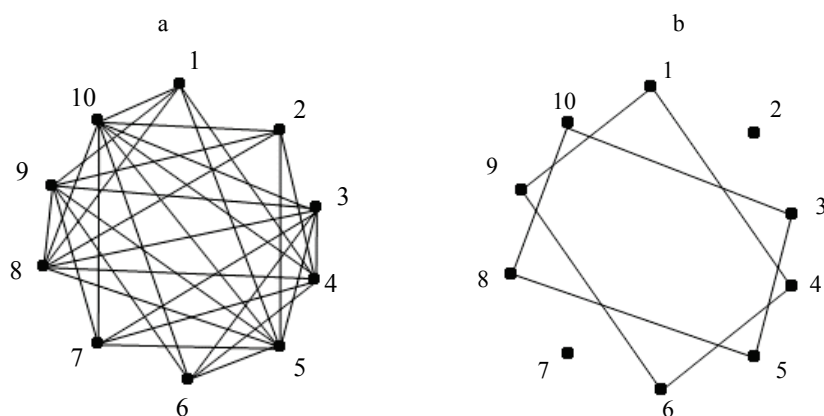


Рис. 11. Графы конфликтов перекрестка 3×2: а – пересечения; б – слияния

Fig. 11. Graphs of crossroad conflicts 3×2: a – intersection; b – convergence

Перекресток 3×3

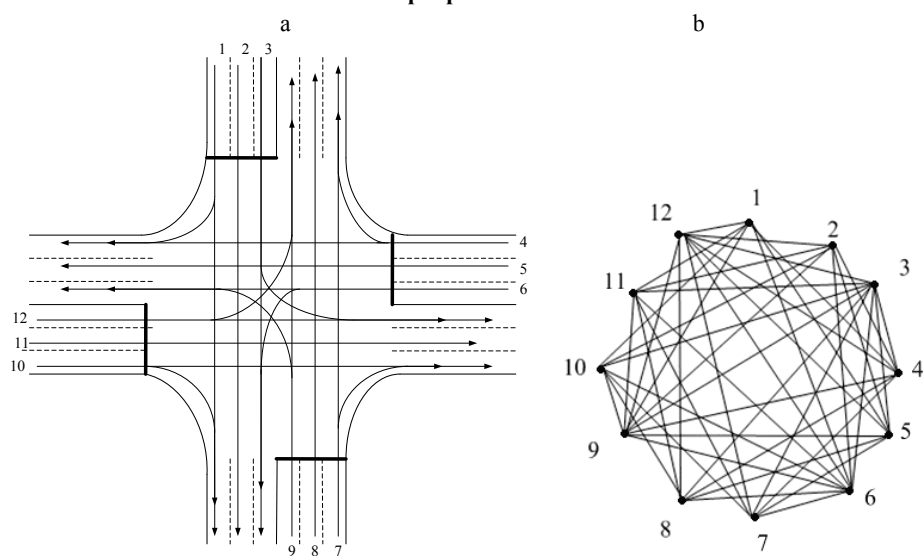


Рис. 12. Транспортные потоки перекрестка 3×3: а – изображение перекрестка 3×3; б – граф транспортных потоков

Fig. 12. Crossroad transport flows 3×3: a – view of crossroad 3×3; b – graph of transport flows

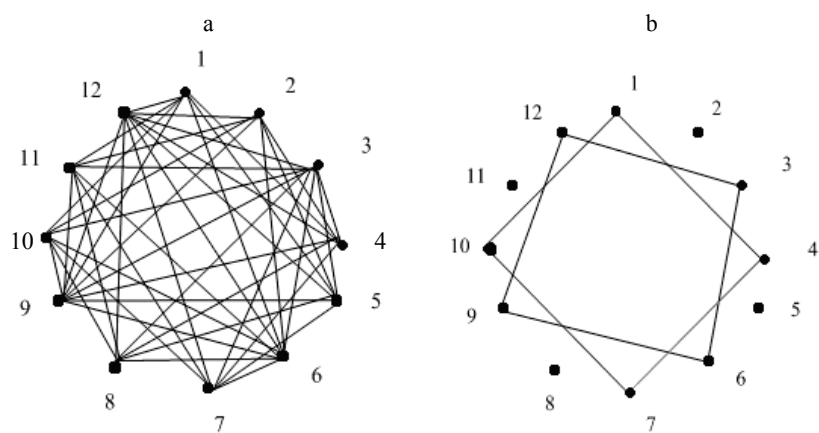


Рис. 13. Графы конфликтов перекрестка 3×3: а – пересечения; б – слияния

Fig. 13. Graphs of crossroad conflicts 3×3: a – intersection; b – convergence

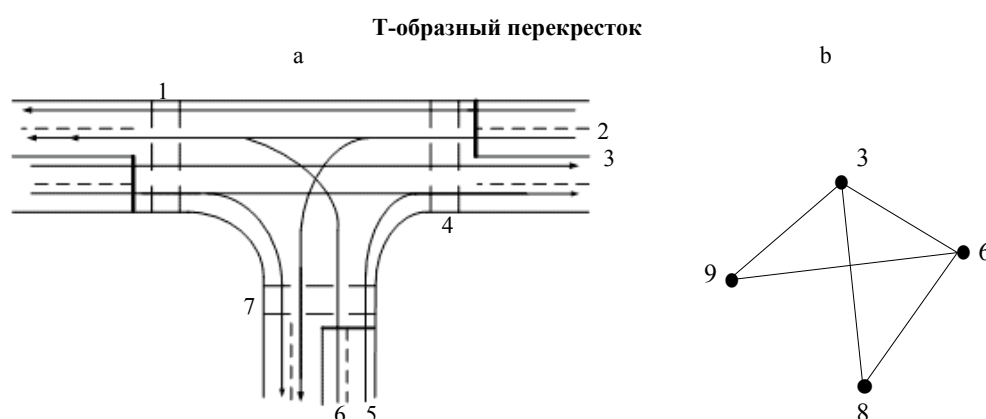


Рис. 14. Транспортные потоки Т-образного перекрестка: а – изображение Т-образного перекрестка; б – граф транспортных потоков

Fig. 14. Transport flows of T-junction: а – view of T-junction; б – graph of transport flows

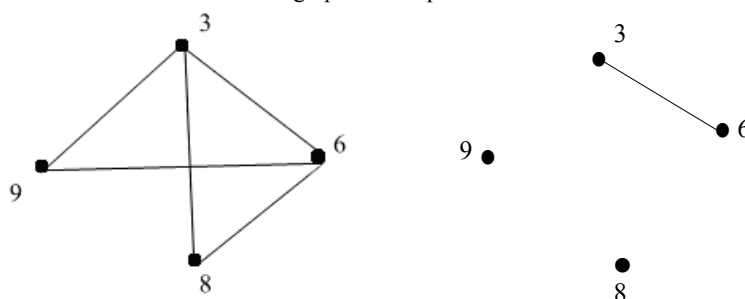


Рис. 15. Графы конфликтов Т-образного перекрестка

Fig. 15. Graphs of T-junction conflicts

ВЫВОДЫ

1. Перекресток, как нерегулируемый, так и регулируемый, по своей природе является большой конфликтной зоной, в которой сконцентрированы устремления временного сообщества водителей автотранспортных средств в скорейшем и безопасном пересечении этой зоны. Большая часть таких устремлений находится между собой в антагонистическом противостоянии.

2. Предложенная авторами графовая модель позволяет достаточно подробно описать структурное взаимодействие в конфликтной зоне, разделить участников движения, указать всевозможные группировки бесконфликтных автотранспортных средств.

3. Конфликты слияния менее тяжелые, чем конфликты пересечения, потому что в них участвуют только лево- и правоповоротные по-

токи (что отражается в формулах для нахождения числа ребер в графе слияния).

4. В конфликте пересечения участвуют еще и транзитные потоки, отчего их тяжесть заметно увеличивается. Этот факт отражается формулами для нахождения количества ребер в графе пересечения. В зависимости от этого можно сделать вывод, что для любого перекрестка заданной разметки будем иметь $n-1 < < n-2$. Для Т-образного перекрестка ситуация несколько иная: все конфликтные точки перекрестка вызваны левоповоротными потоками. Поэтому в формулах по вычислению числа ребер для графов слияния и пересечения участвует только переменная l (число левоповоротных потоков на перекрестке). С учетом специфики взаимодействия транспортных потоков возможно определить потенциальную опасность того или иного перекрестка, зная геометриче-

ские параметры объекта и режимы светофорного объекта или действующего приоритета на перекрестке.

ЛИТЕРАТУРА

1. Врубел, Ю. А. Опасности в дорожном движении / Ю. А. Врубел, Д. В. Капский. М.: Новое знание, 2013. 244 с.
2. Врубел, Ю. А. Организация дорожного движения: в 2 ч. / Ю. А. Врубел. Минск: Белорус. фонд безопасности дорожного движения, 1996. Ч. 1. 205 с.
3. Капский, Д. В. Прогнозирование аварийности в дорожном движении / Д. В. Капский. Минск: БНТУ, 2008. 243 с.
4. Капский, Д. В. Метод прогнозирования дорожно-транспортной аварийности по потенциальной опасности / Д. В. Капский. М.: Новое знание, 2015. 327 с.
5. Врубел, Ю. А. Определение потерь в дорожном движении / Ю. А. Врубел, Д. В. Капский, Е. Н. Кот. Минск: БНТУ, 2006. 240 с.
6. Координированное управление дорожным движением / Ю. А. Врубел [и др.]. Минск: БНТУ, 2011. 230 с.
7. Харари, Ф. Теория графов / Ф. Харари. М.: Мир, 1973. 300 с.
8. Уилсон, Р. Введение в теорию графов / Р. Уилсон. М.: Мир, 1977. 207 с.
9. Харари, Ф. Пересечение графов / Ф. Харари, Э. Палмер. М.: Мир, 1977. 324 с.
10. Rappoport, H. A. Die Ausbildung Plangeicher Knotenpunkte im Landstrassennetz / H. A. Rappoport // Strassen und Tiefbau. 1955. No 8. P. 499–510.
11. Лекции по теории графов / В. А. Емеличев [и др.]. М.: Наука, 1990. 384 с.
12. Домнин, Л. Н. Элементы теории графов / Л. Н. Домнин. Пенза: Изд-во Пенз. гос. ун-та, 2007. 144 с.

Поступила 09.10.2017

Подписана в печать 08.01.2018

Опубликована онлайн 29.05.2018

REFERENCES

1. Vrubel Yu. A., Kapsky D. V. (2013) *Traffic Hazard*. Moscow, Novoye Znanie Publ. 244 (in Russian).
2. Vrubel Yu. A. (1996) *Organization of Traffic. Part 1*. Minsk, Belarusian Road Safety Fund. 205 (in Russian).
3. Kapsky D. V. (2008) *Forecasting of Traffic Accidents*. Minsk, Belarusian National Technical University. 243 (in Russian).
4. Kapsky D. V. (2015) *Method for Forecasting of Road and Transport Accidents Due to Possible Hazard*. Moscow, Novoye Znanie Publ. 327 (in Russian).
5. Vrubel Yu. A., Kapsky D. V., Kot E. N. (2006) *Determination of Losses in Road Traffic*. Minsk, Belarusian National Technical University. 240 (in Russian).
6. Vrubel Yu. A., Kapsky D. V., Kot E. N., Navoi D. V., Rozhanskii D. V. (2011) *Coordinated Control of Road Traffic*. Minsk, Belarusian National Technical University. 230 (in Russian).
7. Harary F. (1969) *Graph Theory*. Addison-Wesley Publishing Company.
8. Wilson R. (1972) *Introduction in Graph Theory*. Longman Group Ltd.
9. Harary F., Palmer E. (1973) *Graphical Enumeration*. Elsevier. 286. <https://doi.org/10.1016/C2013-0-10826-4>.
10. Rappoport H. A. (1955) Die Ausbildung Plangeicher Knotenpunkte im Landstrassennetz. *Strassen und Tiefbau*, (8), 499–510 (in German).
11. Emelichev V. A., Mel'nikov O. I., Sarvanov V. I., Tyshkevich R. I. (1990) *Lectures on Graph Theory*. Moscow, Nauka Publ. 384 (in Russian).
12. Domnin L. N. (2007) *Elements of Graph Theory*. Penza, Penza State University. 144 (in Russian).

Received: 09.10.2017

Accepted: 08.01.2018

Published online: 29.05.2018

<https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-255-260>

УДК 625.725.724:625.096:656.1

Влияние вертикальной кривой на безопасность движения по автомобильной дороге

Канд. техн. наук, доц. Д. Д. Селюков¹⁾, инж. Н. В. Вишняков¹⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Статья посвящена актуальной проблеме обеспечения безопасности движения на участках вертикальной кривой автомобильной дороги. Приведен анализ работ, выполняемых по проектированию, разбивке и устройству проектной линии автомобильной дороги. Проанализировано изменение скорости движения транспортного средства в зависимости от длины кривой и максимального продольного уклона проектной линии автомобильной дороги. Представлены статистические данные об аварийности в Республике Беларусь за ряд лет на участках кривых проектной линии автомобильных дорог. Дается сравнение разности отметок точки на параболе, вписываемой в перелом проектной линии автомобильной дороги двумя методами. Приведены погрешности: геодезических измерений в превышениях при разбивке дорожного покрытия; высотных отметок по оси покрытия при строительстве дорожного покрытия. Возникновение центробежной силы приводит к изменению сдвигающей и удерживающей сил. Превышение сдвигающей силы над удерживающей ведет к самопроизвольному скольжению в направлении вектора сдвигающей силы. На основе системно-функционально-деятельного детерминированного метода разработаны технические решения, которые защищены патентами на изобретения Республики Беларусь и обеспечивают безопасность проезда участков автомобильных дорог с таким видом кривых в продольном профиле. При строительстве и приемке дороги в эксплуатацию необходимо контролировать выноски элементов кривых в продольном профиле по результатам исполнительных съемок, а при эксплуатации – информировать водителя о безопасной скорости проезда по таким участкам.

Ключевые слова: автомобильная дорога, вертикальная кривая, скорость движения, центробежная сила, сдвигающая и удерживающая силы, безопасность движения

Для цитирования: Селюков Д. Д. Влияние вертикальной кривой на безопасность движения по автомобильной дороге / Д. Д. Селюков, Н. В. Вишняков // *Наука и техника*. 2018. Т. 17, № 3. С. 255–260. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-255-260>

Influence of Vertical Curve on Highway Traffic Safety

D. D. Selyukov¹⁾, N. V. Vishnyakov¹⁾

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The paper is devoted to a challenging problem of ensuring traffic safety on the sections of a highway vertical curve and it provides an analysis for works concerning design, lay-out and organization of a project roadway. A change in vehicle speed has been analyzed depending on the length of a curve and a maximum longitudinal slope of a project roadway. The paper presents statistical data about accidents in the Republic of Belarus for several years on the sections of curves pertaining to project roadways. Comparative analysis of difference between point marks on a parabola is given in the paper and the parabola is inscribed in the fracture of the project roadway while using two methods. The paper presents the following errors: geodetic measurements in excesses while laying out pavement, elevation points along pavement axis while making road pavement. Emergence of centrifugal force causes a change in shearing and holding forces. Excess of the shearing force on the holding one leads to spontaneous sliding in the direction of a shearing force vector. Technical solutions have been developed on the basis of systematic functional and active deterministic method. The solutions are protected by invention patents of the Republic of Belarus and they ensure safety passages of highway sections with this type of curves in a longitudinal profile. While constructing and accepting a road for operation it is necessary to control references of curve elements in the longitudinal

Адрес для переписки

Селюков Дмитрий Дмитриевич
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 150,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 369-93-63
d.selukov@bntu.by

Address for correspondence

Selukov Dmitry D.
Belarusian National Technical University
150 Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 369-93-63
d.selukov@bntu.by

profile according to the results of executive surveys and in case of operation it is necessary to inform a driver about a safety speed for a passage through such sections

Keywords: automobile road, vertical curve, speed, centrifugal force, shearing and holding forces, traffic safety

For citation: Selyukov D. D., Vishnyakov N. V. (2018) Influence of Vertical Curve on Highway Traffic Safety. *Science and Technique*. 17 (3), 255–260. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-255-260> (in Russian)

Состояние объекта исследования

Вертикальная кривая трассы – часть оси трассы проектируемого сооружения, представляющая собой кривую, лежащую в вертикальной плоскости и сопрягающая перелом продольного профиля при изменении уклона. При определении минимального радиуса вертикальной кривой предложены технический подход, подсчет объема земляных работ и разные критерии. Минимальный радиус вертикальной кривой определяют из условий:

• выпуклой – расчетная геометрическая видимость водителем поверхности дороги

$$R_{\text{вып}} = L^2/2h, \quad (1)$$

где L – расчетное расстояние видимости поверхности дороги; h – возвышение глаз водителя над покрытием дороги;

• вогнутой – видимость в темное время суток при свете фар и перегрузке рессор

$$R_{\text{вог}} = S^2/2(h_{\text{ф}} + S \sin \alpha), \quad (2)$$

где S – расчетное расстояние видимости при свете фар; $h_{\text{ф}}$ – возвышение центра фары над поверхностью дороги; α – угол распространения пучка лучей фар;

$$R_{\text{вог}} = v^2/b, \quad (3)$$

v – скорость движения, м/с; b – центробежное ускорение, м/с² [1, с. 92–94].

При определении минимального радиуса вертикальной кривой не учитывают:

- уменьшение сцепного веса транспортного средства при движении по выпуклой кривой;
- равенство сдвигающих и удерживающих сил, действующих на транспортное средство;
- влияние вертикальной кривой на аварийность [2, с. 44–106, 116–127];
- изменение радиуса кривизны и величины центробежной силы;
- зрительное восприятие водителя;
- повышение функциональной напряженности водителя;
- воздействие водителя на органы управления транспортным средством;
- снижение (повышение) скорости движения;
- причины возникновения дорожно-транспортного происшествия (ДТП).

На подходе к вертикальной кривой водитель приспособливает режим и скорость к предстоящим условиям дорожного движения в соответствии с длиной подъема (спуска) и величиной продольного уклона (рис. 1).

Возникновение, изменение и действие центробежной силы на транспортное средство зависят не только от признаков, учтенных законами физики:

$$C = mv^2/R = Gv^2/(127R), \quad (4)$$

где m – масса; v – скорость движения, м/с; R – радиус круговой кривой; G – вес автомобиля.

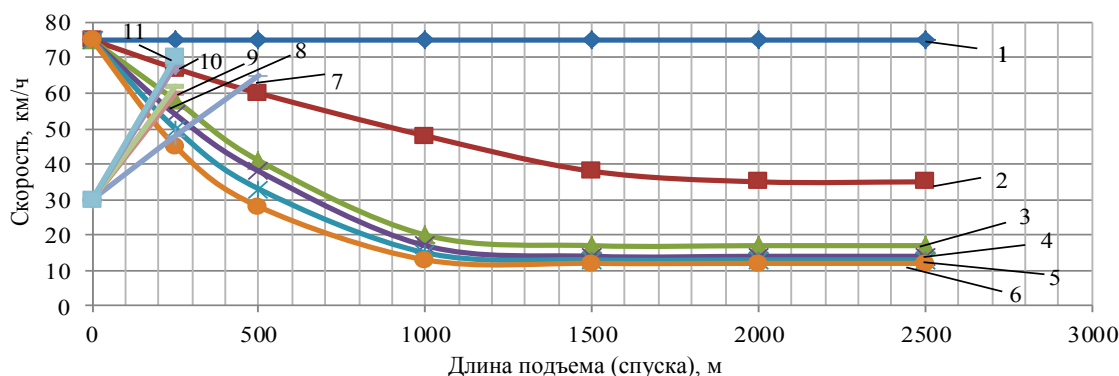


Рис. 1. Зависимость скорости грузового автомобиля от длины и продольного уклона подъема и спуска, по данным США [3, с. 52, рис. 4.12]: при подъеме, ‰: 1 – 0; 2 – 20; 3 – 40; 4 – 50; 5 – 60; 6 – 70; при спуске: 7 – 20; 8 – 40; 9 – 50; 10 – 60; 11 – 70

Fig. 1. Dependence of truck speed on length and longitudinal slope of ascending and descending according to USA data [3, p. 52, fig. 4.12]: with gradient, ‰: 1 – 0; 2 – 20; 3 – 40; 4 – 50; 5 – 60; 6 – 70; with descent: 7 – 20; 8 – 40; 9 – 50; 10 – 60; 11 – 70

Они зависят также от погрешностей, связанных с проектированием, геодезическими разбивочными работами, выноской проекта в натуру, от работы дорожно-строительной техники при устройстве дорожного покрытия.

В качестве вертикальной кривой можно применять ряд геометрических кривых [4], но наибольшее распространение получила квадратичная парабола [1, с. 91]. Отметки на вертикальной квадратичной параболе автомобильной дороги определяют двумя способами [5]:

– первый – начало декартовых координат x располагается в вершине кривой, ось x горизонтальная:

$$H_n = H_{\text{вк}} \pm \frac{l_n^2}{2R}, \quad (5)$$

где H_n – отметка n -й точки, отстоящей от вершины кривой на расстоянии l_n , м; $H_{\text{вк}}$ – отметка вершины вертикальной кривой, м; l_n – расстояние от вершины кривой до n -й точки, м; R – радиус вертикальной кривой, м;

– второй – начало декартовых координат x располагается в начале или конце закругления, а ось x направляется по касательной к вертикальной кривой в точке начала или конца закругления:

$$H_m = H_{\text{нк}} \pm l_m i_{\text{нк}} \mp \frac{l_m^2}{2R}, \quad (6)$$

где H_m – отметка m -й точки, отстоящей от начала кривой на расстоянии l_m , м; $H_{\text{нк}}$ – то же начала кривой, м; l_m – расстояние от начала кривой до точки m , м; $i_{\text{нк}}$ – продольный уклон в начале кривой, доли ед.

В формуле (5) знак «плюс» принимают для вертикальной вогнутой, а «минус» – для верти-

кальной выпуклой кривой. В (6) перед предпоследним слагаемым принимают: «плюс» – для подъема, «минус» – для спуска.

В случае знаков «плюс/минус» перед последним слагаемым в (6) знак «минус» принимается для выпуклых кривых, а знак «плюс» – для вогнутых.

В пределах одной кривой в плане и продольном профиле радиус изменяется от пяти до двадцати раз и в 73,2 % случаев не соответствует проектным данным. В действующих нормах проектирования автомобильных дорог не отражена «ответственность дорог» за степень опасности движения по ним транспортных средств [6, с. 8–9].

Переломы прямых продольного профиля рекомендуется сопрягать вертикальными кривыми (в зависимости от категории дороги при алгебраической разности уклонов от 2 ‰) [7, с. 10, п. 5.3.5]. При проезде перелома колеса транспортного средства испытывают удар pG , который пропорционален алгебраической разности уклонов ω :

$$pG = \omega G v^2 / 2g13, \quad (7)$$

где G – масса транспортного средства, кг; v – скорость движения, км/ч; g – ускорение силы тяжести, м/с² [8, с. 194].

Допуск погрешностей отметок поверхности при устройстве дорожного покрытия на вертикальной кривой должен определяться требованиями безопасности движения. В настоящее время он определяется погрешностями геодезических измерений и точностью работы дорожно-строительной техники при устройстве дорожного покрытия (табл. 1).

Таблица 1

Предельные нормативные погрешности высотных отметок при устройстве дорожного покрытия

Limiting specified errors of elevation points while making pavement

Категория дороги		Предельная погрешность высотных отметок по оси дороги, мм		
		при геодезических измерениях превышений [9]	при строительстве дорожного покрытия [10]	
			Не более 10 % результатов	Не более 5 % результатов
I–III	По длине до 1000 м	30	–	–
IV–V		50	–	–
I	По длине до 100 м	15	–	–
II–III		20	–	–
IV–V		30	–	–
I–V	При оценке «отлично»	–	–	±100 (20)
I–V	При оценке «хорошо»	–	±100 (20)	–
Примечание. В скобках приведены погрешности при применении машин с автоматической системой задания вертикальных отметок.				

Техническое разрешение проблем безопасности дорожного движения в бывшем СССР положено В. Ф. Бабковым [2, 11–18]. К первоочередным задачам он относил учет требований психофизиологической безопасности движения, ровности и шероховатости дорожного покрытия при проектировании элементов трассы автомобильных дорог [12].

Исследование объекта

Из 178 стран мира в 2008 г. число погибших в ДТП на 100 тыс. жителей, чел.: минимальное значение в Голландии – 4,8; максимальное в Египте – 41,6; в Беларуси – 15,7; в России – 25,2, в среднем в мире – 16,6. Изменение сдвигающей и удерживающей сил зависит от возникновения, изменения и действия центробежной силы, действующей на транспортное средство, а нарушение их равенства приводит к ДТП (табл. 2).

Одна из причин ДТП на вертикальной кривой в продольном профиле автомобильной дороги и в зонах ее влияния – это возникновение на таких участках центробежной силы.

Центробежная сила равна нулю при движении транспортных средств по прямолинейным участкам продольного профиля автомобильной дороги. При переходе перелома и переходе от прямого продольного профиля к вертикальной кривой или от вертикальной кривой к прямому продольному профилю транспортные средства испытывают удар, прижатие к покрытию и ослабление давления на покрытие. Радиус кривизны квадратичной параболы увеличивается по мере удаления от вершины кривой (табл. 3).

Радиус кривизны ρ вертикальной квадратичной параболы определяем из выражения

$$\rho = R(1 + l^2/R^2)^{3/2}, \quad (8)$$

где R – радиус вертикальной кривой, м; l – расстояние от вершины кривой до начала (конца) кривой, м.

Центробежная сила, приведенная в табл. 3, увеличивается в случае, когда:

- фактическая скорость больше расчетной скорости для дорог I–V категорий;
- фактический радиус вертикальной кривой меньше нормативного значения;
- полная масса автомобиля больше расчетной массы.

Таблица 2

Показатели аварийности на улично-дорожной сети Беларуси на вертикальной кривой в продольном профиле с 2000 по 2012 г.

Accident rates for Belarusian street road network on vertical curve of longitudinal profile from 2000 to 2012

Наименование		Год						
		2000 ¹⁾	2001 ²⁾	2002 ²⁾	2003 ³⁾	2004 ³⁾	2011 ⁴⁾	2012 ⁴⁾
Вертикальная кривая в продольном профиле	ДТП/%	52/0,8	66/1,0	51/0,7	40/0,6	35/0,5	84/1,4	39/0,7
	Погибшие/%	13/0,8	25/1,6	18/1,0	9/0,5	29/1,7	29/2,4	7/0,7
	Раненые/%	64/1,0	88/1,4	73/1,0	63/0,9	58/0,8	77/1,2	45/0,8
Вершина подъема	ДТП/%	21/0,3	24/0,4	19/0,3	31/0,4	25/0,3	11/0,2	5/0,1
	Погибшие/%	10/0,6	12/0,7	9/0,5	10/0,6	11/0,7	4/0,3	1/0,1
	Раненые/%	21/0,3	28/0,4	26/0,3	34/0,5	22/0,3	13/0,2	4/0,1
Конец спуска	ДТП/%	27/0,4	27/0,4	29/0,4	12/0,2	27/0,4	10/0,2	8/0,2
	Погибшие/%	16/1,0	13/0,8	14/0,8	3/0,2	16/0,9	4/0,3	4/0,3
	Раненые/%	28/0,4	29/0,4	23/0,3	15/0,2	25/0,3	8/0,1	9/0,2
Всего по элементам плана и продольного профиля	ДТП, чел.	6413	6324	7204	7194	7218	5897	5187
	Погибшие, чел.	1600	1596	1728	1764	1688	1200	1039
	Раненые, чел.	6492	6401	7472	7361	7522	6334	5569

¹⁾ Сведения о состоянии дорожно-транспортной аварийности в Республике Беларусь в 2001 г.: аналит. сб. / под общ. ред. А. С. Шурко. Минск: МВД Республики Беларусь, 2002. С. 29.

²⁾ Сведения о состоянии дорожно-транспортной аварийности в Республике Беларусь в 2002 г.: аналит. сб. / под общ. ред. А. С. Шурко. Минск: МВД Республики Беларусь, 2003. С. 30.

³⁾ Сведения о состоянии дорожно-транспортной аварийности в Республике Беларусь в 2004 г.: аналит. сб. / под общ. ред. В. Л. Филистовича. Минск: МВД Республики Беларусь, 2005. С. 30.

⁴⁾ Сведения о состоянии дорожно-транспортной аварийности в Республике Беларусь в 2012 г.: аналит. сб. / под общ. ред. Н. А. Мельченко. Минск: МВД Республики Беларусь, 2013. С. 42.

Таблица 3

**Изменение радиуса кривизны и центробежной силы на вертикальной кривой
на автомобильной дороге I–V категорий**

Change in radius of curve and centrifugal force on vertical curve for highway of I–V categories

Наименование показателя	Категория дороги				
	I	II	III	IV	V
Максимальный продольный уклон, ‰	40	40	50	60	70
Минимальный радиус вертикальной выпуклой кривой, м	25000	15000	8000	4000	1500
Максимальная длина вертикальной выпуклой кривой, м	1000	600	400	240	105
Радиус кривизны в начале и конце вертикальной выпуклой кривой, м	25060	15036	8030	4021	1523
Центробежная сила в начале и конце вертикальной выпуклой кривой, кг	109,8	134,5	174,9	223,5	331,9
Центробежная сила в вершине вертикальной выпуклой кривой, кг	110,1	134,8	175,5	224,7	337,0
Минимальный радиус вертикальной вогнутой кривой, м	8000	6000	4000	2500	1500
Радиус кривизны в начале и конце вертикальной вогнутой кривой, м	8030	6014	4021	2514	1523
Центробежная сила в начале и конце вертикальной вогнутой кривой, кг	342,8	336,2	349,2	357,5	331,9
Центробежная сила в вершине вертикальной вогнутой кривой, кг	344,0	337,0	351,1	359,5	337,0
Примечание. Предельные значения вертикальной кривой приняты согласно ТКП 45-3.03-19–2006, полная масса расчетного автомобиля ГАЗ-24 составляет 1820 кг.					

Перенос начала декартовых координат x в начало или конец закругления вызывает увеличение радиуса кривизны и незначительное уменьшение центробежной силы по сравнению с центробежной силой в вершине кривой.

Погрешность при определении отметок на вертикальной кривой по (2) устанавливаем по выражению

$$\Delta h = \frac{x^2}{2R \cos \arctg(i_{\text{нк}})} - \frac{x^2}{2R}. \quad (9)$$

Максимальное значение погрешности при определении отметок на вертикальной выпуклой и вогнутой кривых Δh принято при: $x = 2R_{\text{вып}} i_{\text{нк.мах}}$; $x = 2R_{\text{вог}} i_{\text{нк.мах}}$; $i_{\text{нк}} = i_{\text{мах}}$. Для выпуклой кривой оно изменяется от 18 до 32 мм, а для вогнутой – от 6 до 22 мм.

Вопросы проектирования вертикальных кривых с учетом показателей аварийности при движении по ним транспортных средств в период эксплуатации требуют дальнейшего анализа и учета при проектировании, строительстве и эксплуатации автомобильных дорог.

При движении транспортного средства по автомобильной дороге на вертикальной кривой на него действует центробежная сила, вызывающая изменение сдвигающей и удерживающей сил. Это приводит к тому, что критическая скорость, при которой происходит самопроизвольное скольжение, меньше критической скорости

при движении на прямом участке продольного профиля автомобильной дороги.

ВЫВОДЫ

1. Вид геометрического очертания проектной линии, отметки и радиус кривизны поверхности дорожного покрытия вертикальной кривой в местах концентрации ДТП указывают на наличие центробежной силы в вершине кривой вызывающей изменение сдвигающей и удерживающей сил, действующих на транспортное средство.

2. При проектировании, строительстве и приемке построенной автомобильной дороги в эксплуатацию необходимо повысить контроль над соответствием ее участка на вертикальной кривой безопасности движения, а при эксплуатации – информировать водителя о безопасной скорости проезда вертикальной кривой.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бабков, В. Ф. Проектирование автомобильных дорог / В. Ф. Бабков, О. В. Андреев. М.: Транспорт, 1979. Ч. 1. 367 с.
2. Бабков, В. Ф. Дорожные условия и безопасность движения / В. Ф. Бабков. М.: Транспорт, 1982. 288 с.
3. Автомобильные перевозки и организация дорожного движения: справочник / В. У. Ренкин, П. Клафи, С. Халберт; пер. с англ. М.: Транспорт, 1981. 592 с.
4. Ганышин, В. Н. Таблицы для разбивки круговых кривых / В. Н. Ганышин, Л. С. Хренов. М.; Л.: Гослесбумиздат, 1961. 304 с.

5. Мюллер, Г. Основы трассирования и разбивка автомобильных и железных дорог / Г. Мюллер; Пер. с нем. В. А. Федотова. М.: Транспорт, 1990. 239 с.
6. Столяров, В. В. Проектирование автомобильных дорог с учетом теории риска: в 2 ч. / В. В. Столяров. Саратов: СГТУ, 1994. Ч. 1. 184 с.
7. Автомобильные дороги. Нормы проектирования: ТКП 45-3.03-19–2006. Введ. 01.07.2006. Минск: Минстройархитектуры, 2006. 43 с.
8. Бируля, А. К. Проектирование автомобильных дорог / А. К. Бируля. М.: Автотрансиздат, 1961. Ч. 1. 500 с.
9. ВСН 5-81. Инструкция по разбивочным работам при строительстве, реконструкции и капитальном ремонте автомобильных дорог и искусственных сооружений. М.: Транспорт, 1983. 104 с.
10. Автомобильные дороги: СНиП 3.06.03–85. М.: Госстрой СССР, 1986. 112 с.
11. Селюков, Д. Д. Как исключить профессиональные дорожно-транспортные преступления? / Д. Д. Селюков // Дорожная держава. 2016. № 66. С. 89–95.
12. Бабков, В. Ф. Неотложные задачи развития научных исследований в области безопасности и организации движения / В. Ф. Бабков // Труды Московского автомобильно-дорожного института. М., 1975. Вып. 95: Учет требований безопасности движения при проектировании автомобильных дорог. С. 3–14.
13. Бабков, В. Ф. За дальнейшее развитие теории проектирования автомобильных дорог / В. Ф. Бабков // Автомобильный транспорт. 1953. № 7. С. 21–24.
14. Селюков, Д. Д. Судебная автодорожная экспертиза дорожно-транспортных происшествий / Д. Д. Селюков. Минск: Харвест, 2005. 416 с.
15. Способ контроля соответствия закругления построенной автомобильной дороги проектным данным: пат. 13313 Респ. Беларусь: МПК E01C 23/00 / Д. Д. Селюков; дата публ.: 30.06.2010.
16. Способ контроля соответствия закругления построенной автомобильной дороги безопасности движения: пат. 15485 Респ. Беларусь: МПК E01C 1/00 / Д. Д. Селюков; дата публ.: 28.02.2012.
17. Закругление автомобильной дороги: пат. 20459 Респ. Беларусь: МПК E01C 1/00 / Д. Д. Селюков; дата публ.: 30.10.2016.
18. Способ контроля соответствия проектным данным построенной автомобильной дороги: пат. 20497 Респ. Беларусь: МПК E 01C 1/00 / Д. Д. Селюков; дата публ.: 30.10.2014.
4. Ganshin V. N., Khrenov L. S. (1961) *Tables for Arrangement of Circular Curves*. Moscow-Leningrad, Goslesbumizdat Publ. 304 (in Russian).
5. Muller H. (1990) *Fundamentals of Road Lay-Out and Setting-Out of Automobile and Railway Roads*. Moscow, Transport. 239 (in Russian).
6. Stolyarov V. V. (1994) *Design of Highways with Due Account of Risk Theory. Part 1*. Saratov, State Technical University of Saratov. 184 (in Russian).
7. ТКП 45-3.03-19–2006. Automobile Roads. Design Standards. Minsk, Publishing House of Ministry of Architecture and Construction, 2006. 43 (in Russian).
8. Birulya A. K. (1961) *Design of Automobile Roads. Part 1*. Moscow, Avtotransizdat Publ. 500 (in Russian).
9. VSN 5-81. *Instruction on Setting-Out Works During Construction. Reconstruction and Capital Repair of Automobile Roads and Artificial Structures*. Moscow, Transport Publ. 104 (in Russian).
10. SNiP [Construction Rules and Regulations] 3.06.03–85. *Automobile Roads*. Moscow, Publishing House of Gosstroy USSR, 1986. 112 (in Russian).
11. Selyukov D. D. (2016) How to Exclude Professional Road and Transport Crimes? *Dorozhnaya Derzhava* [Road Power], (66), 89–95 (in Russian).
12. Babkov V. F. (1975) High Priority Problem Concerning Development of Research Investigations in the Field of Safety and Traffic Organization. *Trudy Moskovskogo Avtomobil'no-Dorozhnogo Instituta. Vyp. 95: Uchet Trebovaniy Bezopasnosti Dvizheniya pri Proektirovanii Avtomobil'nykh Dorog* [Proceedings of the Moscow Automobile and Road Institute. Issue. 95: Accounting for Traffic Safety Requirements in the design of highways]. Moscow, Moscow Automobile and Road Construction Institute, 3–14 (in Russian).
13. Babkov V. F. (1953) For Further Development of Theory for Automobile Road Design. *Avtomobil'nyi Transport* [Automobile Transport], (7), 21–24 (in Russian).
14. Selyukov D. D. (2005) *Judicial Road-Transport Expertise of Road and Traffic Accidents*. Minsk, Harvest Publ. 416 (in Russian).
15. Selyukov D. D. (2010) *Method for Control of Correspondence of Constructed Road Bend to Design Data*. Patent Republic of Belarus No 13313 (in Russian).
16. Selyukov D. D. (2012) *Method for Control of Correspondence of Constructed Road Bend to Traffic Safety*. Patent Republic of Belarus No 15485 (in Russian).
17. Selyukov D. D. (2016) *Bend of Automobile Road*. Patent Republic of Belarus No 20459 (in Russian).
18. Selyukov D. D. (2014) *Method for Control of Correspondence of Constructed Road to Design Data*. Patent Republic of Belarus No 20497 (in Russian).

Поступила 10.02.2017
Подписана в печать 14.04.2017
Опубликована онлайн 29.05.2018

REFERENCES

1. Babkov V. F., Andreev O. V. (1979) *Highway Design. Part 1*. Moscow, Transport Publ. 367 (in Russian).
2. Babkov V. F. (1982) *Road Conditions and Safety Traffic*. Moscow, Transport. 288 (in Russian).
3. Renkin V. U., Klafi P., Khalbert S. (1981) *Automobile Transportation and Organization of Road Traffic*. Moscow, Transport Publ. 592 (in Russian).

Received: 10.02.2017
Accepted: 14.04.2017
Published online: 29.05.2018