

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ,
МОЛОДІ ТА СПОРТУ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
«Харківський політехнічний інститут»

Ministry of Education & Science, Youth & Sport of Ukraine
National Technical University
«Kharkiv Polytechnic Institute»

1'2011

ВИСОКІ ТЕХНОЛОГІЇ
В МАШИНОБУДУВАННІ

HIGH TECHNOLOGIES
OF MACHINE-BUILDING

Збірник наукових праць

Printed scientific works

Харків НТУ «ХПІ» – 2011 – Kharkiv NTU «KhPI»

ББК 34.63

УДК 621.91

Державне видання
Свідectво Державного комітету телебачення і радіомовлення України
КВ № 7839 від 8 вересня 2003 року

Друкується за рішенням Вченої Ради НТУ "ХПІ",
протокол №7 від 05.07.2011 р.

Редакційна колегія:

*Верезуб М. В., д.т.н. (відповідальний редактор),
Пупань Л. І. (зам. відповідального редактора),
Доброскок В. Л., д.т.н., Залога В. О., д.т.н., Зубар В. П., проф.,
Мовшович О. Я., д.т.н., Пермяков О. А., д.т.н., Тимофієв Ю. В. д.т.н.,
Турманідзе Р. С., д.т.н., Узунян М. Д., д.т.н., Фадєєв В. А., проф.,
Федорович В. О., д.т.н., Балака О. В. (відповідальний секретар)*

В збірнику представлені наукові праці, які присвячені вирішенню проблем в області високих технологій машинобудування. Розглянуті питання екологічно безпечного виробництва, сучасного інструментального забезпечення, використання 3D моделювання для конструювання інструментальних та робочих поверхонь, контролю поверхонь, які отримані за допомогою нанотехнологій, технологій мінімізації подання МОТС та ін.

Для фахівців в області машинобудування, науково-технічних працівників і студентів.

Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Харків, НТУ “ХПІ”, 2011. – Вип. 1 (21). – 288 с.

В сборнике представлены научные труды, которые посвящены решению проблем в области высоких технологий машиностроения. Рассматриваются вопросы экологически безопасного производства, современного инструментального оснащения, применения 3D моделирования для конструирования инструментальных и рабочих поверхностей, контроля поверхностей, полученных с помощью нанотехнологий, минимизации СОТС и др.

Для специалистов в области машиностроения, научно-технических работников и студентов.

ББК 34.63

Матеріали відтворено з авторських оригіналів

© НТУ «ХПІ», 2010

50TH ANNIVERSARY OF LASER TECHNOLOGY DEVELOPMENT*В.С. КОВАЛЕНКО**50-РІЧЧЯ РОЗВИТКУ ЛАЗЕРНИХ ТЕХНОЛОГІЙ*

У статті приводиться історичний аналіз розвитку лазерних технологій у світі. Проаналізовано вплив видатних учених на становлення й розвиток даної галузі науки. Наведено основні наукові з, нові технології, тенденції розвитку освітніх програм, а також увага світової наукової громадськості в масштабах міжнародних проєктів. Закладено принципи подальшого розвитку галузі науки.

В статье приводится исторический анализ развития лазерных технологий в мире. Проанализировано влияние выдающихся ученых на становление и развитие данной отрасли науки. Приведены основные научные достижения, новые технологии, тенденции развития образовательных программ, а также внимание мировой научной общественности в масштабах международных проектов. Заложены принципы дальнейшего развития области науки.

In article the historical analysis of laser technologies development in the world is resulted. Influence of outstanding scientists on becoming and development of the given branch of a science is analysed. The basic scientific achievements, new technologies, tendencies of development of educational programs, and also attention of world scientific community in scales of the international projects are resulted. Principles of the further development of area of a science are incorporated.

I. INTRODUCTION

50 years has passed since first laser appeared thus starting the new laser era in science and technology development. The achievements gained in this field for five decades prove that laser technology may be considered as the most significant discovery of the XX century.

The mankind is paying tribute first of all to fundamental theoretical studies in quantum physics, electronics, optics of the greatest scientist of the past century – Albert Einstein, Alexander Prokhorov, Nikolay Basov, Charles Towns, Theodore Meiman, Arthur Shawlow, Gordon Gould and to many others. First laser radiation with its unique characteristics was considered as prospective weaponry to destroy the armed forces and armament. The huge resources had been directed to the development of this field by highly industrialized countries, which promoted the disclosure of other prospective applications for lasers.

II. A BIT OF HISTORY

First research in the development of lasers and laser systems had been initiated almost in parallel in the former USSR and USA at the end of 50th and beginning of 60th of the last century. With time the all industrial countries of the world

had been involved in such R&D programs and in implementation of lasers in different fields of human activities.

In Ukraine such research had been started at the Physics Institute, Institute of Semiconductor Physics, Paton Welding Institute and other institutions of the Academy of Science of Ukraine. First studies of laser use for material processing (industrial laser applications) had been initiated under the supervision of Prof. S. Kartavov at Kiev Polytechnic Institute (KPI) - now the National Technical University of Ukraine "KPI" - in 1964 and the first book in the world in this field had been published back in 1967 [1] – "The use of Optical Quantum Generators (OQG) for technological purposes", "Technika", Kiev. The great impact on interest development from researchers to other different applications had been promoted by John Ready's book [2], published in USA in 1971.

At first the focused laser radiation was considered as unique means to pierce small holes in different components of precision engineering. At the same time the manufacturer's attitude to new technology had been quite skeptical, some of them even had been afraid of being dangerously irradiated by laser light... But then fields of applications had become much wider and the focused laser beam was even named as the new type of universal tool, able to perform the vast variety of material processing. There were even arguing at first from some classic experts in mechanical engineering that such terminology is impossible to use in that case because such kind of "universal tool" can't be stored in typical shop instrumental bank of manufacturing enterprises of that time...

Even the well-known authorities in lasers (Prof. Charles Towns and Prof. Alexander Prokhorov) at first had been quite skeptical about industrial laser applications and personally advised the author of this paper back in 1964-1966 to quit "the childish games with laser holes drilling" and better to switch my efforts as mechanical engineer by profession to the study the possibilities for laser application in astrophysics (for example, for measurement the distance between the planets in outer space)...

III. MAIN ACHIEVEMENTS

When we started our first research at KPI at the beginning of 1964 except of self made laser device (at that time we called it the "Optical Quantum Generator" - OQG) there were no means to control the process parameters or the beam interaction with material results. By our assessment the pulse energy was around 2J

To evaluate the beam energy we used to measure pump lamp charging voltage and made the corresponding curve or just counted the number of blades pierced

through with laser pulse. The more blades were pierced the higher was the pulse energy.

The special energy meters and power meters had been developed later and much more sophisticated devices had been manufactured to evaluate the parameters of laser material processing.

Microholes in dies, watch stones, different nozzles, diaphragms etc. became the first field of prospective laser technology application.

Laser systems. At the beginning of laser era the main industrial application were based on the use of solid state (mainly pulsed) lasers – ruby, Nd- glass, Nd:YAG pumped with flash lamps.

The new step in laser technology development was the advent of the new generation of laser – CW lasers. Thanks to the invention of Dr. Kumar Patel the CO₂ laser became for many years the very reliable source of CW infrared radiation

The latest success in laser systems development is the appearance of high power diode lasers with mean power ranging from few watts up to 10 kW. With development of broad variety of diode lasers it became possible to use more efficient pumping of solid state laser with the diode one.

The most recent achievement in manufacturing advanced laser systems is even more promising: the new type of laser has been developed – fiber optics laser. Small size and mass, high efficiency and shape flexibility are the most significant advantages of this new laser. Even at this quite early stage of development their mean power is reaching already 10 kW (Table 1.).

Table 1 – Some characteristics of industrial fiber optics lasers of IPG company.

Typical Specification					
Optical Parameters	Unit	YLR-1000	YLR-2000	YLR-4000	YLR-10000
Mode of operation		CW	CW	CW	CW
Central emission wavelength ¹	nm	1070	1070	1070	1070
Nominal output power ²	W	1000	2000	4000	10,000
Typical beam quality ³	mm*mrad	6	18	20	25
Output power stability (long term)	%	+/-3	+/-3	+/-3	+/-3
Output fiber delivery diameter	μm	100-200	200-300	300-400	400
Electrical Parameters					
Typical electrical requirements	VAC	208-480	380-480V,3P+PE,	50 - 60Hz	
Maximum power consumption	kW	7	15	30	80
Max. cooling water consumption	m ³ /h	0.6	1.2	3	5
Cooling water temperature	°C	5-30	5-30	5-30	5-30
General Parameters					
Dimensions (WxDxH)	cm	60x79x110	60x79x110	60x79x160	120x79x160
Weight	kg	150	300	450	1000
Ambient temperature	°C	0-45	0-45	0-45	0-45

The majority of industrial laser systems were designed to process different components. But in many cases the specialized equipment had been manufactured.

Thus for aerospace industry there had been developed the first highly special laser industrial system for hole drilling in long (0.5 - 3 m) stainless steel tubes 15-40 mm in diameter with wall thickness 0.8 mm. Such tubes were used as spraying collectors in the preventing fire systems and in the systems to prevent icing of Antonov's Company aircrafts and some types of helicopters. The developed equipment had the focusing device moving along the long tube according to program and tube itself might be turned around its axis to the necessary angle providing the required hole diameter – 0.8 mm.

Analyzing the structure of today industrial laser systems it is obvious that the majority of lasers used for industrial applications belongs to CO₂ laser (68%). Then come the solid state lasers (21%). The niche of fiber lasers is still quite modest (11%) which may be explained by some natural inertia in implementation of those very efficient systems. At the same time the resent survey made by well known expert in laser technology David Belforte had demonstrated the very dynamic changes in laser system market for the last few years [3](Table 2-3).

Surface treatment. The ability to localize heat energy created the new possibility to control the properties of the components surface layers. The entirely new technologies had emerged -Transformation hardening, Surface alloying, Cladding,

Shock Hardening, Glazing.

Table 2 – Lasers for metal processing (\$ million)

TYPE/YEAR	2009 REV.	2010 EST.	%	2011 PROJ.	%
CO ₂	621	729	17	839	15
Solid State	208	224	8	244	9
Fiber	85	115	35	138	20
Total	914	1068	17	1221	14

Table 3 – Lasers for semiconductor and microprocessing (\$ million)

TYPE/YEAR	2009 REV.	2010 EST.	%	2011 PROJ.	%
CO ₂	10	18	80	20	11
Solid State	36	67	86	86	28
Fiber	10	18	80	22	20
Other	38	46	21	55	20
Total	94	149	59	183	23

Using the traditional laser hardening (transformation hardening) it is possible to increase material hardness in irradiated zone by factor 1.5-3. Our research had shown that laser surface alloying of aluminum alloys might change significantly the working characteristics of the treated components. Thus at laser surface alloying of technical aluminum Al 25 with *Mn*, *Ni* and *Fe* there is the large increase of hardness in comparison with untreated alloy and even with heat treated alloy.

Thanks to laser surface treatment the wear resistance of cutting tools, moulds, dies, and of different machines components had increased by factor 3-6.

Laser welding. This application immersed almost immediately with laser hole drilling. The ability to localize heat energy like at electron beam welding but in open air (not in deep vacuum) made this technology very attractive at once for different joining operations. Using at first stage the heat conduction mechanism for welding it was quite efficient technology for joining different thin sheet metals.

Joining of very delicate components like electronic device parts, different parts of medical instrumentation and other are gaining wide popularity in recent years.

Promising results had been achieved in joining parts made from plastic, ceramic and composite materials. Good example of high efficiency of such joining is laser welding of diamond composite cutting segments to the steel body of disk saw for cutting stones without water cooling. Besides the latter advantage the implementation of such joining process brings the significant saving of silver, used for traditional brazing of segments.

Cutting and material shearing. First cutting applications were mainly connected with manufacturing small slots in different parts, with shearing brittle materials (like diamond crystals) using scribing mechanism, with shearing silicon plates for solar elements using high frequency pulse lasers etc. Cutting speed had increased drastically with flying optics technique development.

With development of high power CO₂ lasers and optical fiber lasers the tailoring blank metal sheets became very efficient in automotive and aerospace industry.

For the last two decades the amount of components from ceramic materials used in car, aircrafts and missiles, different devices has increased drastically as well. The main advantage of such components - high heat, wear and corrosion resistance - is contradicting with the main technological characteristic – ability to be machined.. The quality of laser ceramic cutting with pulsed laser beam is improved significantly when processing is performed using the additional scanning (linear or circular) of

the beam. Such combined technique of cutting (beam movement + additional scanning) appears to be effective for shearing thin silicon plates (0.4-0.6 mm thick) for solar elements. As it is known these elements are now in great demand as an alternative source of energy both in automotive and aerospace industries.

One more specific application of laser cutting technology had been proposed and developed at LTRI of the NTUU“KPI”- the use of laser radiation to dismantle the highly radioactive remnants of the Object “Shelter” of the Chernobyl Atomic Station. It had been demonstrated that with help of remote controlled laser robotized system it is possible to perform some demolishing operations in a highly complicated and dangerous conditions [4]. The experience gained at the development of that project may be especially very useful now when we have quite similar catastrophe at the nuclear reactor of the Fukushima Atomic Station (Japan), which had happened at the beginning of 2011.

Rapid prototyping. Thanks to information technology integration into laser processing it became possible to develop the new technology of 3D objects forming, based on the principle of biological growth taken from nature. Known as rapid prototyping this technology allows not using moulds, dies and other traditional expensive tools and techniques to manufacture components with complicated shape at very high productivity.

Started first from manufacturing components from polymer materials using stereo lithography this technology now came to the new stage – the possibility to create components from metal, ceramic or different composite materials.

The size of components formed by these methods may vary from very large (for example, engine body, steering wheel and other components of the car industry) down to micro and nano-components.

The first in Ukraine and in the countries of FSU universal rapid prototyping equipment had been developed at LTRI thanks to STCU financial support. It was based on use of two schemes of process realization – 1) laser sintering with robotized focusing beam system and powder injection system movements; 2) powder layer compressing with roller followed by laser sintering with programmed scanning of laser radiation [5].

Quite large variety of industrial systems for laser sintering and stereo lithography had been developed and manufactured in different countries (Switzerland, Germany, USA, France, etc.). One of such piece of equipment had been bought

abroad and installed at the Kharkov National Technical University and now is used for manufacturing of different components for industry.

Two photon polymerization (2PP) as a new stereo lithography technique [6] has demonstrated the unique possibilities to create micro and even nano objects and to open the way to bio processing in medical applications (tissue growing, implant forming, etc.).

One of the interesting technologies that have been proposed at LTRI - the formation of the 3D image of the object using its black and white or color picture. In this case the flat picture was analyzed and lines of equal luminosity were found to get the information on the changes of the 3d coordinate [7]. The obtained "map" was used to create the virtual 3D image of the flat object. Then based on such formalized description of the object it was possible to create the materialized 3D copy of it by means of Rapid Prototyping technique.

Micro and nano machining. The success in generating short and ultra short pulses (micro-, nano-, pico-, femto- and even attoseconds) made it possible to perform unique cutting operations especially with development of high frequency pulse lasers. At machining with super high power density pulses the very small amount of material is removed per pulse thus making possible achieving very high operation precision (up to few nanometers) [8]. In spite of rather low productivity there are no alternative technologies for manufacturing micro components like for example sapphire micro gear, different parts from ceramic, medical stents from stainless steel, tantalum or bio polymer for blood vessels restoration, etc. The latter is especially important now day because cardio diseases are considered the #1 killer among other fatal health problems. The large amounts of stents are manufactured now with femtosecond laser systems. But the productivity of the process is low and thus the cost of the product is too high. To overcome this drawback the technology had been developed at LTRI of the NTUU, based on use of Q-switched laser which made it possible to get on the processed stent's surface the small "pockets" to store the special medicine to cure the blood vessel [9].

Laser micro and nanomachining are widely used now for manufacturing microelectronics elements. Widely implemented into electronic industry laser lithography provides the microchips manufacturing with ability of storing the huge volume of memory. To increase the memory volume the processing with short wavelength of 193 nm or even 157 nm are being used now.

Surface cleaning, marking, engraving. Modern sophisticated machines and devices need components with super clean surface. This is especially important for electronic device components, for optical elements, for modern printing devices etc. In some cases such technique may be used for radioactive contamination removal from the material surface. For that as well as for restoration of old paintings lasers canning processing is widely recommended. Marking and engraving became extremely popular for identification different components as well as for decoration treatment.

Shaping components from sheet materials. The possibility to control heating process and thus the resulting thermal deformation at sheet material laser irradiation brought to the development of the new technology for forming component of complicated shape from sheet metal, plastic or other materials [10].

Without any traditional mechanical deforming technique using only scanning laser beam it became possible to change the shape of the material according to the given program.

Combined and hybrid processing. Considering that laser itself is a very low efficient energy transformer different ways of additional energy supply into the working zone had been proposed. The most efficient was the direct electric energy addition to the concentrated laser energy. Depending on way of this additional energy supply different techniques had been developed:

- Electro-laser hole piercing;
- Arc-augmented laser welding;
- Laser cladding with electro-magnetic agitation;
- Laser alloying in electro-magnetic field;
- Laser-electrochemical processing;
- Plasma-laser processing;
- Laser ultra-sonic hardening;
- Laser-plastic deformation hardening etc.

The hybrid laser-plasma processing had attracted attention of many researchers in different countries [11]. This process has demonstrated very high efficiency and quality of welding and cutting.

Laser processing simulation. For the last two decades it became obvious that it is impossible to understand the very complicated multy factors processes of laser beam interaction with matters and to find the optimal working conditions without using modern techniques of process simulation.

Numerous physical models had been successfully developed based mainly on heat conduction theory and presenting “heat history” of the irradiated materials. Different limitations were considered making these models quite adequate for the simple cases of laser processing. For complicated cases when processing was connected with evaporation, explosion, plasma formation, ablation mechanism etc. such physical models didn’t “work” properly and could not be used at the industrial level.

Mathematical statistical models based on experimental results had been developed for industrial use but they are usually adequate only for some specific factor space and not always may be extrapolated for more complicated working conditions.

One of such models had been developed at joint research of LTRI with Laser Center of Zhejiang University of technology (China) [12].

IV. EVOLUTION OF THE EDUCATION PROGRAM.

Up to now not every highly industrialized country has education program in laser technology at its universities.

Germany is a good example of education in the advanced technology area. There are over 60 university level institutions actively teaching laser material processing.

Last decade China is paying great attention to the education and research in this field.

Since the first research in Ukraine on laser processing in 1964 at KPI students took part in this activity. Some of them had developed their engineer diploma projects on industrial laser applications in the framework of the wide specialty “Manufacturing Engineering”.

Based on research results the educational course «Electro physical and electrochemical methods of processing of materials» was initiated and delivered to Mech. Eng. students of KPI for almost four decades now.

In 1984 for the first time in Ukraine and FSU at KPI the new engineering specialty «Equipment and technology of laser processing» was opened which further was transformed into wider engineering specialty «Processing of materials with special technologies».

In 1990 on base of Department of Technology of Constructional Materials and R&D laboratory of Laser Technology the special Department of Laser Tech-

nology and Material Science (LTMSD) was created (later renamed into “Laser technologies and applied physics”).

Annually on a specialty "Processing of materials with special technologies" 50 new students –citizens of Ukraine are accepted until 2008. There were as well students from 32 different other countries. In total every year the Department was teaching around 300-350 students. Around 1000 Department graduates has got their Master's or Engineer's Diplomas.

The total amount of students has decreased last years. 30 Ph D thesis's and 7 Doctors of technical Sciences thesis's had been defended in laser technology at the Department.

V. *ORGANIZATIONAL ACTIVITY*

For the last more than 40years the great global consolidated activity of different researchers and industrialists in laser technology had been conducted by the Laser Institute of America (LIA). LIA is organizing regularly the International congresses – ICALEO, different regional conferences and seminars. Under its auspices few periodicals are being published (“Industrial Laser Solutions”, “Photonics Spectra”, etc) as well as some other special literature.

At last decade the European Laser Institute (ELI) had been organized in Europe to promote laser technology activity in this part of the world. Under its auspices the journal “EuroPhotonics” is published. Together with China Academy of Science ELI is organizing 1st International Conference on Frontiers of Laser Processing (ICFL) in China on July 2011.

Great importance for promoting advanced laser systems for different application has the variety of specialized exhibitions the annual “Photonics” in Munich (Germany) being the most popular among the laser community experts.

At the global scale the significant activity is conducted by the International Academy of Production Engineering (CIRP) with headquarters in Paris. The deep surveys on different problems of laser technology developments are discussed at the annual General Assemblies, at the STC-E conferences “ISEM”, published in “Annals of the CIRP” and other sources.

In the former USSR the Laser Association (LAS) had been founded which is functioning until now in some countries of FSU. The “Bulletin of LAS” is the official publishing edition of that institution.

The similar activity had been initiated as well in different other industrialized countries last years.

Last decade two international conferences had been initiated at two countries of FSU – Ukraine and Russia:

- 1) Organized by Paton Welding Institute (PWI) of NASU and Laser Technology Research Institute (LTRI) of NTUU in Katsively, Crimea – Laser Technology in Welding and Material Processing (LTWMP). Five such conferences had been conducted until now (once in every two years).
- 2) Organized by State Polytechnic University - St. Petersburg, Russia – “Electron and beam machining” (six conferences had been conducted up to now).

Some papers on laser technologies are published in Paton Welding Journal (PWJ) at Paton Welding Institute of National Academy of Science of Ukraine.

VI. CONCLUSIONS

1. Laser became a real powerful, highly efficient and universal tool for performing different processing operations.
2. 50 years activity in this field has proved that laser technology development is far from saturation.
3. The horizons of new prospective applications are widening and particularly with appearance of entirely new and unique niche – nano science, nanomaterials and nanotechnologies development.

References: 1. S.A. Kartavov, V. S. Kovalenko, The Application of the Optical Quantum Generators for Technology”, 1967, “Technika”, Kiev, 80 p.(in Russian). 2. John F. Ready, Effects of High-Power Laser Radiation, Academic Press, NewYork – London, 1971, 467 p. 3. David Belforte, 2010 Annual Economic review and forecast,” Industrial laser solutions”, PennWell Publishing, No. 1, Vol. 26, pp. 4-11. 4. V. Kovalenko, M. Anyakin, Yu. Karpachov,, The Opportunities to Use Laser Technology in the Object “Shelter” of the Chernobyl Atomic Station, “Proceedings of International Congress “ICALEO’97”, San Diego, USA, Nov. 1997, p.p. 21-26; 52-58. 5. V. Kovalenko, M.Anyakin, J.Meijer, A. W.Duley, , D.Roessler “Laser 3D prototypes forming from metal and ceramic materials”//“Proceedings of International Congress “ICALEO’2003”, Jacksonville, USA, Oct. 2003. 6. Boris N. Chichkov, 3D-laser based nanofabrication for application in Photonics and Biomedicine, Proc. of the “6th International Symposium on Nanomanufacturing”, Athens, Greece, Nov. 2008. 7. M. Anyakin, V. Anyakin, V. Kovalenko, Laser 3D object prototyping using their flat images, Proceedings of International conference LTWMP-03, Paton EWI, NASU, Kiev, 2003, p.183-187. 8. J.Meijer,, K.Du, A. Gilbert, D. Hoffmann, T. Masuzawa, V. Kovalenko, A. Ostendorf, R. Poprawe, W. Schultz, Laser machining by Short and Ultrashort Pulses: State of the Art, Keynote paper,, CIRP GA, Annals of the CIRP, Vol.51/2/2002. 9. V. Kovalenko, J. Meijer, M. Anyakin, R. Zhuk, Some results of studying laser micromachining at medical stents manufacturing, International Journal of Nanomanufacturing, 2010, Vol.6, #11, p.253-263. 10. Namba Y., Laser forming in space, “Proceedings of International Conf. Laser’85, 1986, Las Vegas. 11. I. Krivtsun, V. Kovalenko, Combined laser-arc methods of material machining, Part 2, “Science news of the National Technical University of Ukraine (KPI)”, # 6, (2001) p.47-66 (in Russian). 12. J. Yao, V. Kovalenko, M. Anyakin, Q. Zhang, X. Hu, W. Wang, Modeling of laser cladding with diode laser robotized system, “Electron material machining”, #3, 2010, p.82-86.

Поступила в редколлегию 15.05.2011

А.И. Бажал, д-р техн. наук, Харьков, Украина,
 В.М. Кучеровский, канд. техн. наук, А.М. Барак, Москва, Россия,
 А.А. Бажал, Кривой Рог, Украина, Ант.А. Бажал, Харьков, Украина,
 С.Г. Серебренникова, Москва, Россия

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ИМПУЛЬСНОЙ ВОЛНЫ С ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ СРЕДАМИ

Імпульсні хвилі можуть мати різну форму, визначеною кривою навантаження-час (або деформація- час). Форма хвилі залежить від форми матеріалу і розмірів взаємодіючих ударом деталей і деталей хвильоводів, по яких хвиля розповсюджується. Виявилось, що оброблюване середовище, (деформована заготовка металу, розбурювана порода, свая, що забивається, момент опору імпульсному обертанню, або сила опору хвильовому переміщенню транспортованого середовища) має у кожному з випадків застосування імпульсних хвиль свій закон опору, або свій імпульс опору деформації або переміщенню. Якщо форма імпульсу навантаження відповідає формі імпульсу опору середовища, буде мати місце максимальне використання енергії імпульсної хвилі, підведеної до оброблюваного середовища, та мінімальна енергоємність виконаної роботи. Якщо форма хвилі навантаження не відповідає формі закону опору обробленого середовища, має місце невикористана на корисну роботу енергія, яка відбивається від поверхні контакту інструмента з оброблюваним середовищем у вигляді хвиль стиску або розтягу.

Импульсная волна может иметь различную форму, описываемую кривой нагрузка-время (или деформация - время). Форма волны зависит от формы материала и размеров соударяющихся деталей и деталей волноводов, по которым волна распространяется. Оказалось, что обрабатываемая среда, (деформируемая заготовка металла, буримая порода, забиваемая свая, момент сопротивления импульсному вращению ли сила сопротивления волновому перемещению транспортируемой среды) имеет в каждом из прикладных случаев использования импульсных волн свой закон сопротивления или, образно говоря, свой импульс сопротивления деформации или перемещению. Если форма импульса нагружения соответствует форме импульса сопротивления среды, будет иметь место максимальное использование энергии импульсной волны, подведенной к обрабатываемой среде, и минимальная энергоёмкость выполняемой работы. Если форма волны нагружения не соответствует форме закона сопротивления обрабатываемой среды, имеет место неиспользованная на полезную работу энергия, которая отражается от поверхности контакта инструмента с обрабатываемой средой в виде волн сжатия или растяжения.

A.I. BAZHAL, V.M. KUCHEROVSKIJ, A.M. BARAK, A.A. BAZHAL, ANT.A. BAZHAL,
 S.G. SEREBRENNIKOVA

INTERACTION OF THE PULSE WAVE WITH TECHNOLOGICAL ENVIRONMENTS

An impulse wave may have various shapes or forms. Those shapes may be described as a Load/Time curve (or a Deformation/Time curve). Shape of a wave being formed depends on characteristics of the materials of the co-hitting parts, sizes of the co-hitting parts and the wave transmitters by the mean of which the wave is being transmitted. It so happened, that material being treated (pieces of metal being hit, rock being drilled with three-cone bit, a construction beam being hit, or any other way of an impulse wave instigated deformation, transition, twist rotation. etc) has its own specific impulse of resistance to such deformation, transition, twist, rotation, etc. If a form of an initial impulse wave is equivalent to an impulse of resistance of the treated substance a maximum impact of the energy of the initial wave will take place. And otherwise, if form of an initial wave is not equivalent to the form of the responding wave of the treated substance, an excess energy (or energy not used for the impact) will have be released and reflected on the treated surface (or a contact point) in a way of waves of compression or decompression stress.

1. Основы силового взаимодействия импульсной волны с обрабатываемой средой

Импульсная волна может иметь различную форму, описываемую кривой нагрузка – время (или деформация – время). Форма волны зависит от формы материала и размеров соударяющихся деталей и деталей волноводов, по которым затем волна распространяется [1].

Если имеет место равное сечение ударника и наковальни, то их соударение формирует импульс прямоугольной формы. В этом случае при одной и той же скорости соударения в деталях возникают напряжения минимальной величины.

Если сечение ударника превышает сечение наковальни, то их соударение создает импульсы более длинные, чем в первом случае, причем максимальные напряжения возникают в начальной части импульса, за которой следует растянутый во времени задний фронт.

Оказалось, что обрабатываемая среда (деформируемая заготовка металла) буримая порода, забиваемая свая, момент сопротивления импульсному вращению или сила сопротивления волновому перемещению транспортируемой среды) имеет в каждом из прикладных случаев использования импульсных волн свой закон сопротивления, или, образно говоря, свой импульс сопротивления деформации или перемещению. Если форма импульса нагружения соответствует форме импульса сопротивления среды, будет иметь место максимальное использование энергии импульсной волны, подведенной к обрабатываемой среде и минимальная энергоемкость выполняемой волной работы.

Если форма волны нагружения не соответствует форме закона сопротивления обрабатываемой среды, имеет место неиспользованная на полезную работу энергия, которая отражается от поверхности контакта инструмента с обрабатываемой средой в виде волн сжатия или растяжения. Получены экспериментальные зависимости величины энергоемкости процесса разрушения горной породы при ударном бурении с помощью долотчатого (однолезвийного) породоразрушающего инструмента диаметром 46 мм через буровую штангу-волновод диаметром 25 мм. Удар по штанге - волноводу производили ударниками одной массы, но различного сечения и длины (табл.1).

Таблица 1 – Экспериментальные зависимости процесса разрушения горной породы

№ п/п	Показатели	Номер ударника			
		1	2	3	4
1	Масса, кг	3,985	3,985	3,9	3,96
2	Длина, мм	100	148	180	400
3	Диаметр	80	69	60	40
4	Продолжительность основного ударного импульса, мкс	40	55	71	160

Из полученных результатов следует, что отношение работы удара к разрушенному объему породы (энергоемкость разрушения) с увеличением работы уменьшается.

Увеличение амплитуды ударно импульса для всех пород приводит к увеличению эффективности использования энергии удара.

Увеличение скорости соударения деталей увеличивает амплитуду ударных напряжений и, следовательно, энергию удара, приближая ее к критическому значению, после которого увеличение энергии удара уже не сказывается на энергоемкости процесса разрушения.

Объем разрушенной породы за 1 удар с увеличением длины ударника (а значит и длительности импульса) растет до 475 мм.

Дальнейшее увеличение длины ударника к заметному росту объема разрушенной породы не приводит.

Наиболее эффективным методом исследования энергообмена инструмента с обрабатываемой средой является метод анализа прямых и отраженных импульсов. Он позволяет получить все параметры процесса[2].

Рассмотрим возможности этого метода при анализе результатов единичного удара ударником длиной 475 мм через деталь-волновод равного с ударником сечения (штангу) и долотчатый породоразрушающий инструмент по гематит-магнетитовому роговику – горной породе к коэффициенту крепости $f=20$ по М.Ф. Протодияконову.

Скорость удара 4,15 м/сек, энергия удара 16 Нм. Начальный импульс предоставлен положительной фазой напряжений. Отраженный импульс состоит из двух частей – растяжения и сжатия. Волна сжатия несет в себе 20,9% начальной энергии $W_{нач}$, а волна растяжения -0,64%. Общее количество отраженной энергии составляет 21,54% от $W_{нач}$, а коэффициент передачи энергии обрабатываемой среде составляет 0,78. Часть отраженной энергии возвращается в ударник, обуславливая его отскок со скоростью 1,68 м/сек, а вторая часть остается в штанге, вызывая ее отход вместе с инструментом от поверхности контакта с обрабатываемой средой, со скоростью 0,03 м/сек.

По результатам эксперимента строят диаграммы усилий между лезвием инструмента и обрабатываемой средой в координатах $P - t$ и $P - s$, а также диаграмму энергообмена инструмента со средой в координатах $W-t$, где P – усилие, s – глубина внедрения лезвия инструмента, t – время, W – энергия.

Диаграммы $P - t$ и $P - s$ алгебраическим вычитанием усилий в отраженной зоне от усилий в начальной волне. Анализ таких построений показывает, что в начале действующие усилия растут до величины 73,53 кН, а затем происходит резкий спад до 55,5 кН, за этим имеет место новый рост до 63,51 кН и окончательный спад до нуля.

По результатам экспериментов строят также диаграммы $V - t$ и $V - s$, где V – скорость внедрения инструмента в обрабатываемую среду. Они строятся геометрическим вычитанием амплитуд отраженного импульса от амплитуды

прямого импульса с последующим умножением на величину $\frac{a}{EF}$, где E – модуль упругости этого материала и F – его сечение.

Анализ диаграмм $V - t$ и $V - s$ показывает, что вначале скорость движения инструмента возрастает до величины 2,03 м/сек, а затем падает до 0,79 м/сек, что соответствует росту усилия на диаграмме $P - t$. При падении усилия скорость снова возрастает до 1,58 м/сек, после чего упадет до нуля и даже приобретет отрицательное значение, свидетельствующее об отскоке инструмента за счет упругого восстановления обрабатываемой среды. По диаграмме $V - t$ легко определяется величина перемещения (внедрения) лезвия инструмента в обрабатываемую среду:

$$S = \int_{t_1}^{t_2} V(t) dt \quad (1)$$

В рассматриваемых условиях лезвие инструмента за одно нагружение импульсной волной внедрилось в обрабатываемую среду на 0,246 мм. В результате упругого восстановления среды суммарное внедрение уменьшилось до 0,234 мм. Имея зависимость $S - t$, легко графически построить $P - S$, $V - S$ и $W - S$. При этом в начальном или отраженном импульсе определяется выражением

$$W = \frac{F \cdot a}{E} \cdot \int_0^t \sigma^2(t) dt, \quad (2)$$

где, σ – напряжения в инструменте, включая деталь – волновод (штангу).

Энергия, переданная обрабатываемой среде, равна разности энергий начального и отраженного импульсов. Из этих соображений можно определить к.п.д. импульсного волнового воздействия инструмента на обрабатываемую среду:

$$\eta = W_{нач} - W_{отр} / W_{нач}, \quad (3)$$

Рассмотрим метод построения импульса сопротивления среды при ее волновом деформировании. Сопротивление обрабатываемой среды внедрению инструмента определяется отношением приложенного усилия к скорости внедрения:

$$z = \frac{P}{v}, \quad (4)$$

Для построения диаграммы $Z - S$ за единицу величины Z принимается произведение волнового сопротивления детали-волновода (штанги) и ее поперечного сечения:

$$z_{ш} = \rho_{ш} \cdot a \cdot S_{ш}, \quad (5)$$

где $\rho_{ш}$ – плотность материала детали-волновода (штанги); a – скорость волны в стали; $S_{ш}$ – площадь поперечного сечения штанги.

Как показывают эксперименты величина z , вначале возрастает до величины $0,637 z_{\text{ш}}$ на глубине $0,003$ мм, затем падает до $0,45 z_{\text{ш}}$, после чего некоторое время удерживается на постоянном уровне и после этого (с глубины $0,03$ мм) вновь начинает расти. Сопротивление внедрению продолжает ступенчато расти до значения $4,15 z_{\text{ш}}$ на глубине $0,123$ мм, после чего наступает постоянное сопротивление среды до определенной точки и далее резкий спад до $1,65$. Дальнейший рост сопротивления среды имеет место до глубины $0,246$ мм, когда сопротивление становится бесконечно большим. Лезвие инструмента в этой точке останавливается, а затем за счет упругого восстановления среды возвращается несколько назад до глубины $0,234$ мм от поверхности первоначального контакта.

Такой характер импульса сопротивления среды определяется физикой хрупкого разрушения, сопровождающегося, выколами хрупкой среды. Закон сопротивления среды носит явно нелинейный характер. При деформации инструментом нагретого металла закон сопротивления деформируемой среды будет естественно другим.

Для максимального использования волнового импульса, необходимо, чтобы его форма соответствовала форме сопротивления среды. Если энергия волнового импульса уменьшается в результате снижения скорости удара, это приводит к снижению амплитуды напряжений, что, в свою очередь, сопровождается увеличением доли неиспользованной энергии, которая отражается в виде волн сжатия.

Если уменьшить энергию ударного импульса за счет уменьшения массы ударника, то необходимо рассматривать два случая. С уменьшением диаметра снизится амплитуда импульса, что приведет при недостаточной амплитуде импульса к отражению энергии в виде волн сжатия. Если уменьшить длину ударника, уменьшится длина импульса и ее будет недостаточно для эффективного деформирования обрабатываемой среды. При чрезмерной длине ударника не будет полностью использоваться энергия на всей длине импульса. Таким образом, скорость приложения нагрузки, длина ударника и его диаметр должны быть выбраны таким образом, чтобы форма волны нагружения соответствовала закону сопротивления обрабатываемой среды, что обеспечит полное использование энергии волны и исключит появление отраженных волн от зоны контакта инструмента с обрабатываемой средой. Длинный ударник равного с наковальней сечения создает ударный импульс близкой к прямоугольной форме и в сравнении со всеми другими формами соударяющихся тел обеспечивает минимальную амплитуду напряжений.

Короткие и толстые ударники создают высокие амплитуды импульсов напряжений в штангах, что вызывает поломки деталей и снижает к.п.д. удара.

При конструировании соударяющихся деталей необходимо избегать резких изменений сечений, переходы от одного сечения к другому выполнять по конусу, что уменьшает количество отраженной энергии при прохождении

ударной волны. При конструктивно-необходимом увеличении размеров деталей волноводов их следует делать полыми. Совершенно недопустимы перепады сечений деталей типа шейки и нежелательны ударники с уменьшающимся по длине от ударяющегося торца приведенным сечением. Приведенное сечение ударника от ударяющегося торца должно возрастать по закону, близкому к закону сопротивления среды.

2. Удельная энергоемкость различных технологий разрушения горных пород импульсными волнами

Ударный способ разрушения горных пород является одним из перспективных как по производительности, так и удельным энергозатратам. В таблицах 2 и 3 приведено сравнение этих показателей с другими, полученными известными способами разрушения горных пород [3, 4].

Таблица 2 – Удельная энергоемкость разрушения горных пород

№ п/п	Способ разрушения горных пород	Удельная энергоемкость разрушения, Дж/см ³
1	Ультразвуком	10104
2	Водяными струями	1684
3	Ударное разрушение маломощными перфораторами	253
4	Шарошечным инструментом	126-253
5	Мощным ударом (до 10 м/сек)	17-25
6	Взрыванием (удар со скоростью 700-900 м/сек)	к.п.д. взрыва 5%

По результатам исследований, выполненных отечественными учеными, удельная энергоемкость различных способов разрушения приводится ниже.

Таблица 3 – Удельная энергоемкость горных пород

№ п/п	Технология разрушения	Виды горных пород	Предел прочности на сжатие, МПа	Удельная энергоемкость, квт-час/т
1	Разрушение токами высокой частоты	Негабариты гранита, габбро	–	5 – 7
2	Разрушение волнами СВЧ	Бурение крепких железистых руд	–	60 – 80
3	Разрушение гидравлическими струями	Разрушение горных пород	14	21

Продолжение табл. 3

4	Разрушение дисковыми шарошками	Разрушение горных пород	35 – 86	3,9 – 8,5
5	Разрушение резцово-шарошечным инструментом	Разрушение горных пород	67 – 74	4,0 – 8,0
6	Разрушение резцово-отрывным инструментом	Разрушение горных пород	50	2,5 – 4,5
7	Разрушение резанием (статика)	Разрушение горных пород	180 – 200	6 – 7
8	Разрушение резанием (статика)	Разрушение горных пород	40	3 – 6
9	Разрушение резанием (статика)	Разрушение углей	–	0,6 – 0,8
10	Ударное разрушение	Разрушение горных пород	20 – 8	0,2 – 0,72

Таким образом, ударный способ разрушения горных пород является наиболее эффективным. Его реализация в исполнительных органах машин и при непосредственном воздействии на породу открывает широкую перспективу при совершенствовании методов добычи полезных ископаемых.

Список использованной литературы: 1. Ржевский В.В., Бажал А.И. и др. Изменения свойств горных пород в массиве импульсно-волновыми полями при подземном выщелачивании руд. М. Цветметинформация, вып. 2, 1985, с. 55. 2. Бегагоен И.А., Дядюра А.Г., Бажал А.И. Бурильные машины. М. Недра. 1972 с. 350. 3. Иванов К.И., Андреев В.Д. и др. Техника бурения. М. Недра. 1974. 4. Забабахин Е.И., Забабахин И.Е. Явления неограниченной кумуляции. М. Наука. 1988 с.38.

Поступила в редколлегию 15.03.2011

Bibliography (transliterated): 1. Rzhetskij V.V., Bazhal A.I. i dr. Izmenenija svojstv gornyh porod v massive impul'sno-volnovymi poljami pri podzemnom vyvelachivanii rud. M. Cvetmetinformacija, vypusk 2. 1985, s. 55. 2. Begagoen I.A., Djadjura A.G., Bazhal A.I. Buril'nye mashiny. M. Nedra. 1972 s. 350. 3. Ivanov K.I., Andreev V.D. i dr. Tehnika burenija. M. Nedra. 1974. 4. Zababihin E.I., Zababihin I.E. Javlenija neogranichennoj kumuljacji. M. Nauka. 1988 s.38.

А.И. Бажал, д-р техн. наук, Харьков, Украина,
В.М. Кучеровский, канд. техн. наук, А.М. Барак, Москва, Россия,
А.А. Бажал, Кривой Рог, Украина, Ант.А. Бажал, Харьков, Украина,
С.Г. Серебренникова, Москва, Россия.

СУЩНОСТНЫЙ АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИЙ РАЗРУШЕНИЯ ТВЕРДЫХ ТЕЛ

Ця проблема пов'язана з деформацією матеріалів за межею їх пружності, тобто практично з руйнуванням. Любе руйнування - процес швидкодіючий, при якому в попередньо непошкодженому матеріалі руйнуються зв'язки і з'являються порожнини. Теорія руйнування Гриффітса з успіхом застосовується для опису процесу руйнування, що має місце в ідеально крихкому середовищі. Але для більшості випадків руйнування, де має місце пластична деформація, цей підхід неможливий. Пластичними деформаціями супроводжується руйнування матеріалів, а також зсувне руйнування гірських порід. У цьому випадку не виникає макроскопічних тріщин, і руйнування проходить внаслідок зародження росту та змикання великої кількості мікроскопічних порожнин. Експериментальні дані і практичний досвід свідчать, що швидкодіючі процеси, зокрема ударна дія забезпечують найбільш високі показники ефективності руйнування.

Рассматриваемая проблема связана с деформированием материалов за пределами их упругости, т.е. практически с разрушением. Любое разрушение - процесс быстротекущий, при котором в первоначально неповрежденном материале разрушаются связи и образуются пустоты. Теория разрушения Гриффитса с успехом применяется для описания процесса разрушения в том случае, когда основную роль в разрушении играет единичная трещина, что имеет место в идеально хрупкой среде. Но для большинства случаев разрушения, где имеет место пластическая деформация, этот подход неприемлем. Пластическими деформациями сопровождаются разрушения материалов, а также сдвиговые разрушения горных пород. В этом случае не возникает макроскопических трещин, и разрушение происходит вследствие зародения роста и слияния огромного количества микроскопических пор. Экспериментальные данные и практический опыт свидетельствуют, что быстротекущие процессы, в частности ударное воздействие обеспечивают самые высокие показатели эффективности разрушения.

A.I. BAZHAL, V.M. KUCHEROVSKIY, A.M. BARAK, A.A. BAZHAL, ANT.A. BAZHAL,
S.G. SEREBRENNIKOVA

THE INTRINSIC ANALYSIS OF TECHNOLOGIES OF DESTRUCTION OF FIRM BODIES

The problem matter is defined as deformation of materials beyond its elasticity limit, another word destruction of integrity of same. Any destruction is a very fast flowing process. An initially integral material during such process looses internal ties and forms empty spaces within its body. The theory of destruction by Griffith is well applicable to a phenomena where one fracture is formed as the result of an impact, another word in an ideally fragile material. But to vast majority of materials this theory does not apply. Destruction of materials passes through period of plastic deformations, as well as inner-particle shifting deformation within the mass of material. In this case destruction of material occurs not as of large macro fractures but rather large number of microscopic fractures that form large number of micro pores. Lab tests, as well as other kinds of practical experience, confirms that short term but strong impacts, such as striking, lead to high efficiency of such material destruction.

Рассматриваемая проблема связана с деформированием материалов за пределами их упругости, т.е. практически с разрушением. Любое разрушение – процесс быстротекущий, при котором в первоначально не поврежденном материале разрушаются связи и образуются пустоты.

Пионерами количественного описания процессов разрушения были Гриффитс и Ирвин. Они рассматривали микротрещину, как свободную от напряжения поверхность. Пороговое (граничное) условие роста трещины задавалось мерой величины напряжений и деформаций на вершине трещины, определяющей критическую плотность энергии. С этими условиями решалась динамическая краевая задача. Такой подход с успехом применялся для предсказания разрушения в тех случаях, когда основную роль в разрушении играет единичная трещина, что имеет место в идеально хрупкой среде. Но для большинства случаев разрушения, где имеет место пластическая деформация, эта схема неприемлема. Пластическими деформациями сопровождаются разрушение металлов, а также сдвиговые разрушения горных пород. В этом случае не возникает макроскопических трещин, и разрушение происходит вследствие зарождения, роста и слияния огромного количества микроскопических пор (пустот).

Теория Гриффитса в этом случае неприменима. В таких случаях невозможно рассматривать каждую микротрещину отдельно. Поэтому был развит новый аппарат для описания процессов разрушения, согласно которому в число определяющих внутреннее состояние среды параметров в уравнение состояния твердого тела вводятся ключевые переменные, характеризующие усредненное состояние микропустот в сплошной среде. Это позволяет при описании текущего состояния микрообъема среды кроме деформации, энтропии и температуры, ввести еще показатель концентрации микропустот и функцию распределения этой концентрации от размера микропустот. При таком подходе кинетика разрушения охватывает поведение микропустот и приводит к соответствующей зависимости от скорости образования микропустот. Рассматриваемый подход учитывает микроструктурные переменные и, тем самым, создает связующее звено между механикой разрушения и материаловедением.

В практическом плане это открывает возможности получить расчетные методы управления пористостью и жидкостной проницаемостью твердых тел в зависимости от начальной структуры и условий последующего нагружения твердых тел.

При упруго-пластическом деформировании твердых тел наблюдаются три вида микроповреждений:

- эллипсоидные пустоты,
- раскрытые трещины,
- полосы сдвига.

Если длительность нагружения выбрана достаточно малой по сравнению со временем, необходимым для зарождения, роста и слияния микропустот, трещин или полос сдвига, то повреждение замораживается на разных стадиях развития и, таким образом, можно получить сведения, характеризующие процессы разрушения. Режим объемного нагружения материала должен обеспе-

чить наличие растягивающих напряжений, т.к. количество вновь образовавшихся пустот пропорционально величине растягивающих напряжений.

Эксперименты проводят при различных амплитудах напряжений и различной длительности нагружения. После каждого эксперимента образцы распиливают и полируют с целью выявления повреждений. Размеры пустот и трещин измеряют и подсчитывают количество пустот, пор и трещин одного размера. Далее строят график, где на оси ординат откладывают число трещин и пор в единице объема, радиусы которых превышают заданное значение (после которого, например, появляется жидкостная проницаемость в образце), а по оси абсцисс откладывают радиус трещины (рис.1).

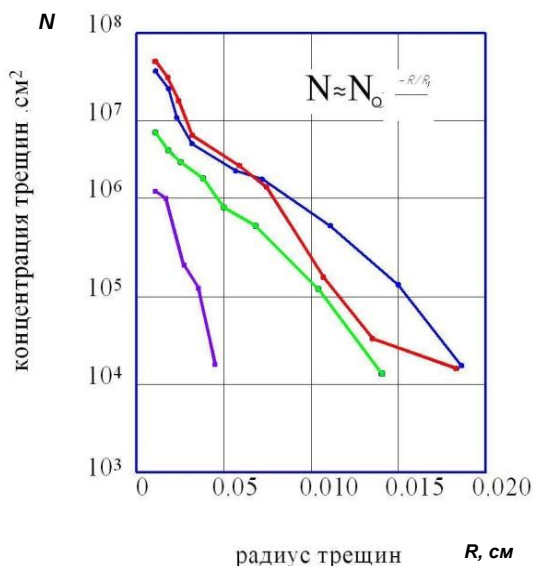


Рисунок – Кривые распределения микротрещин

N – число дефектов, приходящихся на 1 см^3 , радиусы которых больше R ; N_0 – общее число дефектов в 1 см^2 ; R – радиус трещин, см; R_0 – параметр характерного размера распределения дефектов (например, миделево сечение).

Микрповреждения зарождаются на неоднородности материалов, таких, как границы зерен, вакансии и т.п. Зарождение дефектов происходит в два этапа.

На первом этапе должен быть превзойден некоторый пороговый критерий параметра нагружения, который приводит в движение характерный для данного материала процесс дефектообразования. Таких механизмов дефектообразования исследовано много.

На втором этапе после достижения порогового критерия, начинают возникать дефекты с характерной для материала скоростью в диапазоне размеров имеющихся неоднородностей.

Собственно пороговый критерий зарождения дефекта требует выполнения сразу двух условий.

Первое условие - энергетическое. Оно состоит в том, что рассматриваемый процесс должен происходить только за счет энергии, накопленной в окрестности появляющегося дефекта: свободная энергия при этом должна убывать – требование энтропии при стремлении процесса к устойчивому состоянию. Например, в случае, когда дефект образуется в результате диффузионного роста скопления вакансий на границе зерен до критического размера (порог насыщения), возникновение дефекта возможно лишь в случае превышения локальными напряжениями поверхностного натяжения.

Второе условие – механическое. Например, если дефект возникает вследствие нарушения связи с включением, напряжение на поверхности раздела с включением должно превзойти прочность этой связи.

В поликристаллических материалах (металлах, например), процесс зарождения дефектов вблизи включений зависит от порогового условия механического типа, поскольку энергетическое условие обычно выполняется автоматически, за исключением субмикронных включений. Последнее условие означает, что для пустот больше 1 мкм, поверхностное натяжение пренебрежимо мало. Процесс зарождения дефектов (трещин) рассматривается, как следствие конкуренции между процессами диффузии, определяемыми температурой и напряжением, и процессами механического разрыва, которые можно считать мгновенными на реальной шкале времени.

Этап роста дефектов по определению есть увеличение размеров микроскопических трещин и пустот.

Когда микротрещины (пустоты) вырастают до размеров, сопоставимых со средним расстоянием между пустотами, начинается их слияние. В некоторых крайне пластичных материалах, этот процесс происходит путем непосредственного соприкосновения эллипсоидальных пустот. Однако в большинстве пластичных материалов, сначала происходит своего рода пластическая локализация между пустотами.

Механизмом слияния дефектов в случае микротрещин и полос сдвига является их столкновение. В процессе слияния дефектов, материал разделяется на изолированные куски, а распределение их по размерам тесно связано с распределением по размерам трещин, существовавшим до слияния. По мере роста микроповреждений в материале, появляется свободная от напряжения поверхность, что приводит к уменьшению напряжений, вызванных общей деформацией. Это релаксация напряжений происходит из-за двух, по существу разных процессов.

Во-первых, под действием растяжения существующие трещины и пустоты открываются, чтобы «приспособиться» к наложенным объемным деформациям. Следовательно, объемная деформация матрицы материала может упруго релаксировать (восстанавливаться) и соответствующие средние растягивающие напряжения также релаксируют.

Во-вторых, из-за уменьшения площади, несущей нагрузку поверхности, появляется поправочный множитель:

$$\Omega = \Omega_0(1 - v), \quad (1)$$

где, Ω_0 – тензор напряжений в материальной матрице; Ω – тензор напряжений в среде, как в сплошном континууме (осредненное напряжение, полученное делением силы на площадь поверхности, содержащей пустоты); v – относительный объем пустот, равный, как показано в [1], поверхностной плотности пустот в пространстве, занятом равномерно распределенными и ориентированными пустотами.

Для движения и размножения дислокаций достаточны относительно малые напряжения. Это обстоятельство имеет решающее значение для той роли, которую играют дислокации в образовании трещин и пор, вызванных пластическими деформациями.

Эксперименты показывают [1], что пластическое течение в кристаллах имеет место уже при относительных деформациях порядка 10^{-4} – 10^{-3} , что соответствует волновому деформированию со скоростью частиц в волне, равной 1-10 м/с.

$$\varepsilon = \frac{v}{\alpha} = \frac{1 \div 10}{6000} = 0,15 - 1,5 \cdot 10^{-3}, \quad (2)$$

где ε – относительная волновая деформация; v – скорость частиц в волне; α – скорость волны.

Каким же образом дислокации могут вызвать пластическое течение при наблюдаемых малых деформациях и, соответственно, малых напряжениях?

В атомном масштабе существует единственный способ вызвать остаточную деформацию – необходимо, чтобы атомы, участвующие в этом процессе деформации, окончательно переместились из одного места решетки в другое.

Хрупкость кристаллов объясняется тем, что процессы разрушения начинаются прежде, чем дислокации могут обеспечить достаточно большие сдвиги. Это характерно для горных пород при их нагружении нагрузками большой амплитуды, в которых, в отличие от металлов, движение дислокаций сильно затруднено дефектами.

При многоцикловом нагружении твердых тел напряжениями небольших амплитуд происходит усталость, характеризующаяся накоплением пластических деформаций и появлением на этой основе трещин и пор в нагружаемом объеме. Началом трещино-, порообразования и химической активации твердых тел считается выход дислокаций на поверхность кристалла. Время, необходимое для выхода дислокаций на поверхность кристалла равно:

$$t = \frac{d}{c}, \quad (3)$$

где d – средний поперечный размер кристалла, c – скорость движения дислокации в кристалле ($c=100$ м/с).

Если поставить целью обеспечение выхода дислокации на поверхность кристалла за одно прохождение волны, то длительность волны для такого случая можно определить из соотношения:

$$t = \frac{d}{c} < \frac{\lambda}{a} = T, \quad (4)$$

где λ – длина волны нагружения; a – скорость упругой волны; T – длительность волны нагружения.

Из приведенного соотношения следует, что длина волны нагружения должна превышать размеры кристаллов не менее, чем в пять раз.

Удельная энергоёмкость различных технологий разрушения горных пород

Из известных технологий ударный способ разрушения горных пород является одним из наиболее перспективных, как по производительности, так и по удельным энергозатратам [2, 3, 4, 5, 6].

В таблицах 1 и 2 приведены сравнения этих показателей ударного разрушения с другими технологиями разрушения.

Таблица 1 – Удельная энергоёмкость различных технологий разрушения горных пород

№ п/п	Технология разрушения горных пород	Удельная энергоёмкость разрушения, Дж/см ³
1	Разрушение ультразвуком	10104
2	Разрушение водяными струями	1684
3	Ударное разрушение маломощными механизмами	253
4	Разрушение шарошечным инструментом	126-253
5	Разрушение мощным ударом (со скоростью удара до 10 м/с)	17-25
6	Разрушение взрывом (удар со скоростью 700-900 м/с)	6

Сравнительная энергоёмкость разрушения горных пород применительно к процессам бурения и разрушению негабаритов для пород различной прочности приведена в таблице 2.

Таблица 2 – Сравнительная удельная энергоёмкость различных технологий разрушения в зависимости от крепости горных пород

№ п/п	Технология разрушения	Виды горных пород	Предел прочности на сжатие, МПа	Удельная энергоёмкость, квт.час/т
1	Разрушение токами высокой частоты	Негабариты гранита, габбро	–	5–7
2	Разрушение волнами СВЧ	Бурение крепких железистых руд	–	60 – 80
3	Разрушение гидравлическими струями	Разрушение горных пород	14	21
4	Разрушение дисковыми шарошками	Разрушение горных пород	35 – 86	3,9 – 8,5
5	Разрушение резцово-шарошечным инструментом	Разрушение горных пород	67 –74	4,0 – 8,0
6	Разрушение резцово-отрывным инструментом	Разрушение горных пород	50	2,5 – 4,5
7	Разрушение резанием (статика)	Разрушение горных пород	180 – 200	6 – 7
8	Разрушение резанием (статика)	Разрушение горных пород	40	3 – 6
9	Разрушение резанием (статика)	Разрушение углей	–	0,6 – 0,8
10	Ударное разрушение	Разрушение горных пород	20 – 8	0,2 – 0,72

В табл.3 приведены интегральные показатели энергоёмкости различных технологий разрушения горных пород, коэффициент энергоёмкости, определяемый из отношения энергий разрушения к временному сопротивлению горных пород при одноосном сжатии.

Таблица 3 – Интегральный показатель энергоёмкости различных технологий разрушения горных пород. Коэффициент энергоёмкости

№ п/п	Технологии разрушения горных пород	Коэффициент энергоёмкости, квт.ч/МПа
1	Электрические и термические технологии разрушения	
	-лазерный луч	450
	- плазма	120
	- электронный луч	8
2	Гидравлические технологии разрушения	
	- низкоскоростная струя	85
	- непрерывная струя высокого давления	45
	- импульсная струя высокого давления	1

Продолжение табл. 3

3	Механические технологии разрушения	
	- ультразвук	1,5
	- конические шарошки	0,7
	- удар средней мощности и скорости	0,2
	-удар мощный высокоскоростной	0,07
4	Комбинированные технологии разрушения	
	- гидравлическая	4,0
	- термомеханическая	0,1

Экспериментальные данные и практический опыт свидетельствуют, что быстропотекающие процессы, в частности ударное воздействие обеспечивают самые высокие показатели эффективности разрушения горных пород.

Именно в этом направлении самостоятельно или ударные (быстропотекающие) разрушения в комбинации с другими технологиями необходимо двигаться при совершенствовании технологий разрушения, в частности горных пород.

Новые технологии и оборудование для ударного разрушения горных пород при бурении и дроблении с целью извлечения полезных ископаемых способны на порядок увеличить скорости бурения и дробления. При использовании этих инноваций себестоимость добычи твердых, жидких и газообразных полезных ископаемых снижается в несколько раз.

Список используемой литературы: 1. Удар, взрыв, разрушение. Сборник переводов с англ. «Механика». М. Мир. 1981. с.166-203. 2. Михалюк А.В. Горные породы при неравномерных динамических нагрузках. Киев. Наукова думка. 1980. с.154. 3. Ржевский В.В., Бажал А.И. и др. Изменения свойств горных пород в массиве импульсно-волновыми полями при подземном выщелачивании руд. М. Цветметинформация, выпуск 2. 1985, с. 55. 4. Бегагоен И.А., Дядюра А.Г., Бажал А.И. Бурильные машины. М. Недра. 1972 с. 350. 5. Иванов К.И., Андреев В.Д. и др. Техника бурения. М. Недра. 1974. 6. Забабахин Е.И., Забабахин И.Е. Явления неограниченной кумуляции. М. Наука. 1988 с.38.

Поступила в редколлегию 15.03.2011

Bibliography (transliterated): 1. Udar, vzryv, razrushenie. Sbornik perevodov s angl. «Mehanika». M. Mir. 1981. s.166-203. 2. Mihaljuk A.V. Gornye porody pri neravnomernyh dinamicheskikh nagruzkah. Kiev. Naukova dumka. 1980. s.154. 3. Rzhetskij V.V., Bazhal A.I. i dr. Izmenenija svojstv gornyh porod v massive impul'sno-volnovymi poljami pri podzemnom vyvelachivanii rud. M. Cvetmetinformacija, vypusk 2. 1985, s. 55. 4. Begagoen I.A., Djadjura A.G., Bazhal A.I. Buril'nye mashiny. M. Nedra. 1972 s. 350. 5. Ivanov K.I., Andreev V.D. i dr. Tehnika burenija. M. Nedra. 1974. 6. Zababahin E.I., Zababahin I.E. Javlenija neogranichennoj kumuljacji. M. Nauka. 1988 s.38.

Балака Е.В., Харьков, Украина

ОСНОВНЫЕ ФАКТОРЫ ВЛИЯНИЯ НА ПРОЦЕСС ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ С ПОМОЩЬЮ ТЕХНОЛОГИЙ ПОСЛОЙНОГО ВЫРАЩИВАНИЯ (RAPID PROTOTYPING)

У роботі розглянуті технології пошарового нарощування, встановлений вплив основних технологічних чинників на процес формоутворення. Проаналізований вплив на якість деталей конструктивних характеристик, параметрів устаткування, матеріалу, процесу, фінішної обробки і довкілля. Підтверджена необхідність обґрунтування вибору процесу виготовлення, моделі устаткування і виду матеріалу.

В работе рассмотрены технологии послойного выращивания, установлено влияние основных технологических факторов на процесс формообразования. Проанализировано влияние на качество детали конструктивных характеристик, параметров оборудования, материала, процесса, доводочной обработки и окружающей среды. Подтверждена необходимость обоснования выбора процесса изготовления, модели оборудования и вида материала.

E.V. BALAKA

MAJOR FACTORS OF INFLUENCE ON FORMING PROCESS OF DETAILS BY RAPID PROTOTYPING (RP) TECHNOLOGIES

In this paper the technology of rapid prototyping, set the main effect of technological factors on the process of formation. The influence on the quality of the details of design characteristics, parameters, equipment, material, process, finishing process and the environment. Confirmed the need to justify the selection of the manufacturing process, equipment model and type of material.

В настоящее время интегрированные генеративные технологии, базирующие изготовление изделий не на отделении объемов, составляющих припуск, а на послойном наращивании объектов до достижения требуемой формы, находят все большее применение в различных отраслях производства: машиностроение, приборостроение, авиастроение, автомобилестроение, архитектура, медицина, археология и др.

Генеративные технологии представляют собой образец эффективного интегрирования последних достижений материаловедения, информационных, лазерных и других наукоемких технологий, а также теории управления, оптимизации технологических процессов и конструкций, современных технологий литья, прецизионной обработки [1].

Для широкого промышленного применения генеративных процессов производства изделий в современном машиностроении существуют определенные ограничения. Прежде всего, это отсутствие должной востребованности в отечественном производстве, вызванное современной экономической ситуацией. Во-вторых, определенные ограничения генеративных способов изготовления изделий с точки зрения применения различных материалов,

обладающих необходимыми физико-механическими свойствами. Для визуализации принципиальной формы, проверки возможности сборки и дизайнерской оценки степени точности генеративных методов достаточно при условии их постобработки. Однако для промышленных целей точность размеров и форм в пределах 0,01 – 0,1 мм недостаточна для изготовления точного инструмента, пресс-форм, литых по выплавляемым моделям и др. [2].

Технологические погрешности изготовления в процессах послойного наращивания в большинстве случаев связаны с усадкой и деформацией, возникающими в процессе полимеризации слоя из жидкой фазы. На формообразование изделий влияет целый ряд факторов, которые обобщенно можно разделить на конструкционные характеристики детали, параметры оборудования, свойства материала, параметры процесса, доводочные процессы и свойства окружающей среды.

Поэтому вопросы повышения качества изготовления деталей с использованием методов RP за счет повышения размерной точности являются актуальными и требующими решения на этапе подготовки производства.

Цель работы: установление влияния основных технологических факторов на процесс формообразования изделий, изготовленных с помощью технологий послойного выращивания (Rapid Prototyping – RP).

Схематически наиболее значимые факторы, влияющие на качество детали, представлены на рисунке [3]. Для повышения эффективности технологии послойного наращивания необходимо детализировать процессы, происходящие во время стереолитографии (послойного отверждения слоев материала), для построения детали определенной геометрической формы.

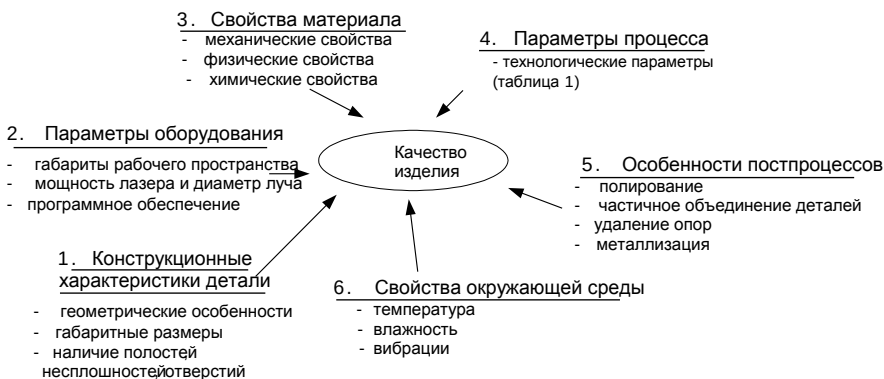


Рисунок – Основные факторы влияния на качество деталей, изготовленных по RP-технологиям

Качество полученного изделия зависит от многих факторов производственного процесса. Анализ их влияния позволит выбирать и корректировать условия и режимы размерного формообразования и постобработки.

Шероховатость поверхности изготовленной детали имеет равномерный характер со сравнительно небольшим разбросом высот неровностей. Вершины неровностей имеют округлую форму с достаточно большим радиусом округления. Шероховатость боковых поверхностей в основном зависит от шага наращивания и находится в пределах $Ra=6\text{--}13\text{ мкм}$ ($Rz=38\text{--}72\text{ мкм}$). Шероховатость в направлении, перпендикулярном вектору наращивания генерируемых слоев, не превышает $Ra=3,52\text{ мкм}$ [4].

Прямое получение деталей методами RP обеспечивает качество поверхности по критерию Ra (Rz), приближающиеся к возможностям фрезерования и даже шлифования. Исходное состояние поверхности детали $Ra=3,97\text{ мкм}$ ($Rz=21,03\text{ мкм}$) после доводки улучшается до $Ra=0,64\text{ мкм}$ ($Rz=4,19\text{ мкм}$) [1].

1. Конструктивные характеристики детали

Обеспечение требуемого качества поверхности детали в значительной мере зависит от выбора ориентации детали в рабочем пространстве и расположения технологических опор. Использование принципа структурной декомпозиции и трансформации изделий позволяет изготавливать детали, габаритные размеры которых превышают размеры рабочей камеры, а также изготавливать изделия со значительным сокращением технологического времени построения, что снижает себестоимость изготовления. Последующее соединение отдельных элементов производится склеиванием по поверхностям технологических разъемов, для обеспечения точности базирования создают дополнительные базисуемые элементы [4].

Наличие полостей и прочих конструкционных особенностей также влияет на качественные характеристики конечного продукта. Недопустимо «нависание» элементов над жидкой фазой, что приводит к необходимости построения технологических опор.

2. Параметры оборудования

Наиболее значимыми для технологического процесса послойного наращивания являются следующие показатели: качество и стабильность источника излучения, система наведения луча и точность функционирования привода платформы. На качество полимеризации также значительное влияние оказывает качество функционирования акустико-оптического модулятора, качество калибровки, используемое программное обеспечение, а также динамические свойства системы управления лазерным лучом [3].

Неравномерное движение платформы и погрешности при перемещении по оси z приводят к неравномерностям по толщине слоя и перекосам распо-

ложения отдельных слоев полимера. Стоит отметить, что точность по оси z выше соответствующей точности в направлениях x и y.

Таблица 1 – Основные характеристики лазерной стереолитографической установки [4]

№ пп	Наименование	Значения параметров		
		<i>min</i>	<i>баз.</i>	<i>max</i>
1	диаметр пятна лазерного луча, <i>мм</i>	0,230	0,255	0,280
2	скорость луча лазера, <i>мм/с</i>	3000	4000	5000
3*	толщина фотополимеризуемого слоя, <i>мм</i>	0,025	0,1	0,2
4	коэффициент проходов луча при построении детали	3	4	11
5	коэффициент проходов луча при построении опор	2	4	6
6*	длина подвода и перебега выравнивающего ножа, <i>мм</i>	5	10	15
7*	скорость движения выравнивающего ножа, <i>мм/с</i>	4	13	22
8*	коэффициент числа проходов выравнивающего ножа	1	2	3
9	скорость опускания рабочей платформы, <i>мм/с</i>	1	2	3
10*	базовое время выдержки, <i>с</i>	5	15	30
11	глубина погружения платформы при построении опор, <i>мм</i>	6,25	10	15
12*	время выдержки при построении опор, <i>с</i>	3	10	22

* – параметры, регулируемые технологом

На примере процесса стереолитографии видно, что базовые параметры луча, выравнивающего ножа, рабочей платформы и построения опор возможно менять в определенных пределах. При этом технолог задает значение параметра с учетом конкретных условий изготовления детали, таким образом либо повышая качество детали, либо уменьшая время ее построения.

Несмотря на то, что технолог может задавать различные параметры процесса, необходимо учитывать весьма узкий диапазон таких изменений. Основные же характеристики установки остаются неизменными, значительно ограничена возможность управления процессом за счет изменения входных параметров, а также автоматическое разбиение трехмерной модели на слои и

элементы, и невозможность регулирования этого процесса технологом. Эти факторы позволяют характеризовать подобные технологии наращивания как устойчивые.

3. Свойства материала

Полимеризация ведет к увеличению плотности материала и тем самым к уменьшению объема детали. Поэтому необходимо несколько увеличить деталь, чтобы компенсировать усадку, происходящую после отверждения. Степень увеличения учитывается через коэффициент усадки, который задается пользователем. Определить коэффициент усадки сложно, это требует тщательных вычислений и экспериментальной проверки.

Характеристики материалов для каждого вида технологии могут колебаться в значительных пределах (таблицы 2, 3, 4) [2, 5]. Так, детали полученные способом стереолитографии, имеют сравнительно небольшую твердость и температурную стойкость, в тоже время обладая прозрачностью и упругостью. А детали, полученные способом селективного лазерного спекания, имеют высокую твердость и теплостойкость, но хрупки.

Таблица 2 – Основные свойства смолы SL 5530 после отверждения, применяемой в технологии SLA [5]

Характеристика	Ед. из-мер.	Значение после 90 минутного облучения УФ	Значение после 90 минутного облучения УФ + 2 часа 160°C
Твердость по Шору		88	90
Модуль упругости	МПа	2,260÷3,24	3,50÷3,63
Прочность на изгиб	МПа	63÷87	96÷108
Предел прочности на разрыв	МПа	57÷61	47÷61
Относительное удлинение при разрыве	%	3,8÷4,4	1,3÷2,9
Температура стеклования	°C	79	122
Теплопроводность	В/м °K	0,173	–
Плотность	г/см ³	1,25	–

Свойства материала для построения моделей изменяются при воздействии различных факторов: температуры и светового излучения (табл. 2). Эти изменения необходимо учитывать при изготовлении и эксплуатации деталей.

Таблица 3 – Основные свойства порошков DuraForm, применяемых в технологии SLS [2]

Общие свойства	Ед. измер.	DuraForm полиамид	DuraForm со стекло-наполнителем
Плотность, 20°C	%	0,97	1,4
Влагопоглощение, 23°C	%	0,41	0,30
Насыпной объемный вес	г/см ³	0,59	0,84
Средняя крупность частиц	мкм	58	48
Степень дисперсности, 90%	мкм	25÷92	10÷96
<i>Термические свойства</i>			
Температура плавления	°C	184	185
<i>Механические свойства</i>			
Предел прочности на разрыв	МПа	44	38,1
Модуль упругости	МПа	1600	5910
Относительное удлинение при разрыве	%	9	2
<i>Ударная вязкость</i>			
Разрушающий контроль	Дж/м	214	96
Неразрушающий контроль	Дж/м	428	101

Таблица 4 – Основные свойства металлического порошка LaserForm A6 Steel Material, применяемого в технологии SLS [5]

Общие свойства	Ед. измер.	Показатель
Плотность	г/см ³	7,8
Предел текучести при растяжении	МПа	470
Предел прочности на разрыв	МПа	610
Относительное удлинение	%	2,0÷4,0
Модуль упругости	ГПа	138
Предел текучести при сжатии	МПа	480
Твердость по Роквелу (полирование)	НРС	10-20
Твердость по Роквелу (после термообработки)	НРС	39
Теплопроводность	В/м °К	215
Коэффициент теплового расширения	мкм/°C	7,45

4. Параметры процесса.

При сканировании в одном направлении действие внутренних сил сжатия в основном совпадает с вектором сканирования и приводит к одностороннему закручиванию детали. Изменение направления сканирования способствует появлению более однородной структуры остаточных напряжений в детали и повышает степень стабильности детали. Также степень искажения снижается в случае наличия опорной конструкции. Действенным методом снижения интенсивности сил сжатия является двойное облучение каждого полимеризуемого слоя. Во время первого облучения слоя он не должен находиться в состоянии непосредственного касания с нижележащим слоем для возможности беспрепятственного сжатия. Второе облучение выполняет функцию собственно фиксации слоя. Поэтому в данном случае следует особо тщательно задавать параметры толщины слоя, а именно стремиться к минимально возможному контакту с нижележащим слоем при определенной энергетической плотности процесса, обеспечивающей достаточную степень сжатия [3].

Проведение тестовых испытаний в значительной мере позволяет предвидеть степень усадки материала после полимеризации и дополнительного отверждения в зависимости от линейных параметров будущего изделия.

Точно так же как центр режущего инструмента должен быть смещен на величину его радиуса от границы детали при обработке на станке с ЧПУ, лазер в стереолитографии должен быть смещен на половину ширины линии внутрь детали для получения правильного положения границ. Оптимальное значение поправки для компенсации ширины линии определяется обычно путем тестирования на пробной детали.

При производстве методом стереолитографии необходимо подобрать оптимальные параметры отклонений размеров и формы деталей. При высокой степени полимеризации в процессе отверждения увеличивается степень сжатия и повышается степень долговременной стабильности линейных размеров детали. Следует также учитывать точность размеров и формы детали, качество поверхности, ее долговременную стабильность, необходимость доводки и общее время изготовления детали, что непосредственно влияет на экономическое обоснование применения генеративных технологий.

5. Параметры постобработки.

После выращивания стереолитографическую модель и платформу помещают в моечную камеру с растворителем. Проводят очищение от смолы и промывку специальным раствором, сушку. После снятия модели с платформы она помещается в специальную камеру для окончательного отверждения. Оптимальное однородное отверждение по объему обеспечивает минимизацию влияния полимеризации на точность созданного объекта [4].

В зависимости от решаемой задачи, для визуализации и концептуальной оценки удаляются опоры, для снижения шероховатости поверхностей выполняется полирование.

6. Свойства окружающей среды.

Среди погрешностей следует учитывать запыленность рабочей камеры установок, вибрацию, влажность, температуру, которые вызывают отрицательные изменения всей производственной системы [3]. Как правило, требования к техническим процессам исключают влияние свойств окружающей среды.

Заключение.

Таким образом, возможность комплексного анализа факторов, обеспечивающих формообразование детали, полученной методами послойного наращивания, позволяет предложить ряд рекомендаций для эффективного использования RP-технологий. Корректировку процесса полимеризации возможно проводить как до (настройка оборудования – табл. 1) так и после (доводка) непосредственно отверждения.

В зависимости от функционального назначения и конструкционных особенностей будущего изделия необходимо обосновать выбор процесса изготовления, а также модели оборудования и вида материала. Наиболее значимым из этих факторов является процесс изготовления, в то время как оборудование имеет конкретные параметры и особенности, выдвигает четкие требования по выбору материала (часто это очень ограниченный выбор).

Каждая конкретная производственная задача требует тщательного анализа и обоснованного расчета оптимального выбора традиционной технологии или определенной разновидности генеративных технологий, или же их гармоничного сочетания.

Список использованной литературы: 1. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні: Навч. посібник / За редакцією А.І. Грабченка. – Харків, ХДПУ, 1999 р. – 436 с. – Рос. мовою. 2. Rapid Prototyping Casebook. Edited by J.A. McDonald, C.J. Ryall, D.I. Wimpenny. Professional Engineering Publishing, London, UK, 2001, 260 p. 3. Rexilius J., Jomier J., Spindler W., Link F., König M., and Peitgen H.O. Combining a Visual Programming and Rapid Prototyping Platform with ITK. Proc. Workshop Bildverarbeitung für die Medizin (BVM), pp. 460-464, Springer, Heidelberg, March 2005. 4. Интегрированные технологии ускоренного прототипирования и изготовления. Монография./ Под редакцией д-ра техн. наук Л.Л. Товажнянского, д-ра техн. наук А.И. Грабченко. – Харьков: ОАО «Модель Вселенной», 2005. – 224 с. – Рус. яз. 5. <http://www.protocam.com/html/materials-sla.html>.

Поступила в редколлегию 15.05.2011

Bibliography (transliterated): 1. Robochi procesi visokih tehnologij v mashinobuduvanni: Navch. posibnik / Za redakciju A.I. Grabchenka. – Harkiv, HDPY, 1999 r. – 436 s. – Ros. movoyu. 2. Rapid Prototyping Casebook. Edited by J.A. McDonald, C.J. Ryall, D.I. Wimpenny. Professional Engineering Publishing, London, UK, 2001, 260 p. 3. Rexilius J., Jomier J., Spindler W., Link F., König M., and Peitgen H.O. Combining a Visual Programming and Rapid Prototyping Platform with ITK. Proc. Workshop Bildverarbeitung für die Medizin (BVM), pp. 460-464, Springer, Heidelberg, March 2005. 4. Integrirovannye tehnologii uskorenno prototipirovaniya i izgotovleniya. Monografija./ Pod redakciej d-ra tehn. nauk L.L. Tovazhnjanskogo, d-ra tehn. nauk A.I. Grabchenko. – Har'kov: OAO «Model' Vselennoj», 2005. – 224 s. – Rus. jaz. 5. <http://www.protocam.com/html/materials-sla.html>.

О.В. Григоров, д-р техн. наук, С.О. Губський, А.О. Окунь, Харків, Україна

ТЕХНІЧНІ РІШЕННЯ ПО РЕКОНСТРУКЦІЇ ПРИВОДІВ І СИСТЕМ КЕРУВАННЯ КРАНІВ

У статті розглядаються приклади технічних рішень по реконструкції приводів із застосуванням системи керування, як на основі тиристорного приводу з імпульсним регулюванням швидкостей, так і на основі частотного регулювання крановими електроприводами.

В статье рассматриваются примеры технических решений по реконструкции приводов с использованием системы управления, как на основе тиристорного привода с импульсным регулированием скоростей, так и на основе частотного регулирования крановыми электроприводами.

O.V. GRIGOROV, S.O. GUBS'KIJ, A.O. OKUN'

TECHNICAL DECISIONS ON RECONSTRUCTION OF DRIVES AND CONTROL SYSTEMS OF CRANES

In article examples of technical decisions on reconstruction of drives with control system use, as on basis of a thyristors drive with pulse regulation of speeds, and on the basis of frequency regulation crane electric drives are considered.

Постановка проблеми. Парк кранів старіє. За даними Держгірпромнагляду України кількість кранів, що відпрацювали нормативний строк становить 83 %, [1]. В середньому виводиться із експлуатації лише 1,2-1,4 % в рік [2].

Однією з основних причин, що призводять до лімітування довговічності кранів є недосконала конструкція приводів і систем керування кранів.

Існуючі системи керування приводів кранів, як правило, оснащені електроприводами на базі асинхронних двигунів з фазним ротором і релейно-контактними системами керування з реостатним методом регулювання швидкості. Основною перевагою таких електроприводів є простота їх використання, низька вартість і ремонтпридатність. Однак ці електроприводи не позбавлені й досить істотних недоліків:

- неможливість одержання необхідної посадкової швидкості;
- відсутність режиму силового спуска порожнього гака й легких вантажів;
- відсутність електричного гальмування в електроприводах механізмів пересування;
- низька зносостійкість релейно-контакторної апаратури;
- більші втрати енергії при пуску й гальмуванні електроприводів в інтенсивному режимі роботи.

Аналіз останніх досліджень. У промислово розвинених країнах техніка частотно-регульованих приводів використовується вже більше 30 років. Протягом усього цього часу закладалися наукові й методичні основи, розробля-

лися технічні й програмні засоби керування електроприводом, удосконалювалися технологічні процеси й устаткування, змінювалася елементна база силових електронних елементів. Якщо на початку свого шляху перетворювачі частоти будувалися на основі тиристорних пристроїв, то тепер повсюдно використовуються транзисторні силові ключі (т.зв. IGBT технологія, уперше розроблена компанією «TOSHIBA» на початку 80-х).

У нашій країні існує більш ніж десятилітній досвід впровадження й експлуатації систем із частотним регулюванням. Пророблено ідеологічні, організаційні й схемотехнічні аспекти їх застосування. Розроблені й апробовані різні методики по визначенню економічного ефекту від впровадження частотно-регульованих приводів, з розрахунку необхідної потужності перетворювача.

Аналіз ситуації в секторі електроприводів великої потужності, виконаний по ряду публікацій у закордонних і вітчизняних виданнях, показав, що створення й початок широкого впровадження сучасних перетворювачів частоти для електродвигунів з напругою 3-10 кВ за кордоном припало на початок 90-х років минулого століття. У 2001–2003 р. про аналогічні розробки повідомили й вітчизняні виробники.

Невирішені частини загальної проблеми. Багато кранових електроприводів не відповідають сучасним вимогам.

Використовувати систему з частотним керуванням приводів кранів найбільш правильно, але не завжди це доцільно в економічному плані.

Мета статті. Розглянути приклади технічних рішень по модернізації різних систем керування кранових приводів.

Основний матеріал. Одним із шляхів реконструкції систем керування кранів є застосування електропривода на тиристорах при імпульсному регулюванні швидкостей механізмів крана [3]. Ця система була використана на ВАТ «Дніпровський ВТОРМЕТ».

На цьому підприємстві працюють крани магнітогрейферного типу виробництва Узловського машзаводу. Крани спроектовані для роботи у важкому режимі роботи, але аналіз умов роботи та перевіірочні розрахунки показали, що вони працюють у вельми важкому режимі роботи.

Магніто-коерцитивний неруйнівний контроль металоконструкцій кранів ВАТ «Дніпровський ВТОРМЕТ» показав, що їх металоконструкції працюють в контрольованому режимі експлуатації [4], а швидкість наростання коерцитивної сили, за час експлуатації, характерна для дуже важкого режиму навантаження [5]. Було встановлено, що це все є наслідком незадовільного стану підкранових колій та роботи оператора крана на противовключеннях. Це все призводило до тріщиноутворення в надбуксових зонах кінцевих балок кранів, виходу з ладу механізмів пересування та головного підйому, розривів вантажних канатів.

Застосована система електропривода на тиристорах з імпульсним регулюванням швидкостей механізмів крана на ВАТ «Дніпровський ВТОРМЕТ»

не дозволяє роботу на противовключеннях, контролює плавний перехід з однієї швидкості на іншу, виключає перевантаження привода (при перевантаженні на 140 % від номінальної вантажопідйомності відбувається інформування оператора та вимкнення через деякий час привода).

Робота з промисловим зразком модернізованої системи електропривода на тиристорах з імпульсним регулюванням швидкостей механізмів на крані грейферному (ВАТ «Дніпровський ВТОРМЕТ») показала, що до модернізації за один рік вийшли з ладу електродвигуни, у тому числі:

- на механізмі підйому;
- на механізмі замикання грейфера;
- на механізмі пересування моста;
- на механізмі пересування візка.

При впровадженні модернізованої системи керування приводами крана на основі тиристорного приводу з імпульсним регулюванням швидкостей вихід з ладу електродвигунів припинився.

Проведені повторні заміри коерцитивної сили показали, що швидкість наростання H_c (А/см) знизилася та не перевищує 0,1 А/см за рік у найнебезпечніших зонах металоконструкції. Тобто, були знижені динамічні навантаження й відповідно сповільнений подальший розвиток процесів утоми металу.

Системи керування приводами крана на основі тиристорного приводу з імпульсним регулюванням швидкостей є досить енергетично затратними і не мають таких переваг в плавному регулюванні швидкості та обертових моментів на валах електроприводів як системи частотного керування приводами кранів.

Наступним етапом еволюції систем керування крановими приводами є частотне регулювання. Цей розвиток зумовлений зростаючими технологічними вимогами до якості виробничих процесів. А використання систем керування приводами крана на основі тиристорного приводу з імпульсним регулюванням швидкостей цим технологічним вимогам не відповідають.

Найчастіше промислові підприємства, де встановлені крани, змінюють технологію виробництва й номенклатуру продукції, що випускається, роблять перепланування виробничих і складських приміщень. У результаті цього мостовий кран, який спочатку призначений для обслуговування складу металу, може, наприклад, використатися для точних монтажних операцій, а крани, керовані з кабіни, переводяться на керування з підлоги або по радіоканалу та ін. [6].

Основними цілями модернізації є:

- розширення діапазону регулювання швидкості;
- підвищення плавності перехідних процесів;
- виключення швидкозношуваної релейно-контакторної апаратури;
- зменшення втрат енергії;

- перевід крана на керування з підлоги за допомогою підвісного пульта або по радіоканалу;

- необхідність сполучення системи керування краном із системою керування верхнього рівня.

Важливо зазначити, що ретрофіт, тобто застосування вже встановленого встаткування, придатного для подальшого використання, але потребуючого відновлення, дозволяє істотно знизити витрати на модернізацію.

Завдяки убудованим функціям частотно-регульованого асинхронного електропривода його можна легко інтегрувати в електропривод підйомно-транспортних машин.

Діапазон регулювання швидкості може досягати 100:1 при векторному керуванні без застосування датчика швидкості. Це особливо важливо при модернізації, коли використовується вже встановлений двигун, що не має вбудованого датчика швидкості. Слід зазначити, що для більшості кранів мостового типу максимально необхідний діапазон не перевищує 20:1.

Крановий привод з частотно-регульованим керуванням має такі функції:

- підйом з підвищеною швидкістю, що необхідна для кранів з великою висотою підйому (баштові й деякі мостові крани). У цьому випадку максимальна швидкість підйому й опускання визначається автоматично залежно від маси вантажу. При цьому легкі вантажі й порожній гак переміщуються з більшою швидкістю, ніж вантажі, близькі до номінального;

- керування гальмом для видачі сигналу на відкриття гальма (по досягненні двигуном необхідного моменту) і сигналу на накладення гальма (при зниженні швидкості до мінімального рівня). Існують різновиди функції для механізмів підйому й горизонтального переміщення вантажу. Для коректування струму зняття гальма залежно від ваги вантажу може використовуватися функція заміру ваги, при цьому задіюється зовнішній датчик маси вантажу (наприклад, із складу обмежника вантажопідйомності);

- час пуску й гальмування для кранових механізмів звичайно не перевищує 6 с. У процесі розгону й/або гальмування електропривода можлива зміна часу пуску й гальмування зовнішнім сигналом або по досягненні певної вихідної частоти перетворювача. Профілі кривих пуску й гальмування дозволяють вибрати найбільш оптимальний для конкретного механізму закон зміни швидкості;

- позиціонування по кінцевих вимикачах, що дозволяє підключати контакти останніх безпосередньо до логічних входів перетворювача. Кінцеві вимикачі можуть використовуватися для попереднього зниження швидкості й зупинки. При цьому можуть використовуватися як короткі, так і довгі копії;

- обмеження моменту електродвигуна при векторному керуванні, що дозволяє формувати механічну характеристику «екскаваторного типу». Момент може перебувати в межах ≈ 0 -220 % від номінального моменту електродвигу-

на, причому для рухового й генераторного режиму роботи обмеження моменту може задаватися індивідуально;

- гальмування електропривода за допомогою використання гальмового резистору або блока рекуперації. В електроприводах механізмів підйому й пересування за низької й середньої інтенсивності роботи доцільніше використовувати гальмовий резистор. Для електроприводів середньої й великої потужності інтенсивного режиму роботи може бути економічно доцільне повернення енергії гальмування в живильну мережу за допомогою пристрою рекуперації. Якщо на крані є кілька частотно-регульованих електроприводів, вони можуть бути об'єднані по ланцюгах постійного струму й живитися від загального блоку гальмування/рекуперації;

- обмеження перенапруги на затискачах електродвигуна. Це доцільно при використанні встановлених до модернізації електродвигунів, особливо в тих випадках, коли довжина кабелю між перетворювачем і двигуном досить велика. Перенапруги обмежуються введенням спеціального алгоритму широтно-імпульсної модуляції без застосування додаткових фільтрів;

- мультидвигун, може застосовуватися при почерговому живленні двох або трьох електроприводів крана з різними двигунами від одного перетворювача частоти. При цьому для кожного двигуна програмуються свої установки захисту й настроювання регуляторів, а перемикання здійснюється при зупиненому двигуні;

- мультиконфігурація, застосовується у випадку, коли для одного електропривода необхідно мати дві або три настроювані конфігурації, наприклад для режиму керування баштовим краном з кабіни або з монтажного пульта. Перемикання також здійснюється при зупиненому двигуні;

- змінного комплексу параметрів, застосовується для зміни режиму працюючого електропривода. Кількість параметрів може досягати трьох комплектів.

Робота асинхронних двигунів у системах частотного регулювання має свої особливості [7]. Насамперед, при частотному керуванні значно знижуються втрати енергії у двигунах при пуско-гальмівних режимах. Це дозволяє переходити на більш високооборотні електроприводи, і при проектуванні двигунів основну увагу приділяти зниженню втрат в обмотках двигуна в номінальному режимі.

Використання частотно-регульованого асинхронного електропривода в системах керування кранів дозволяє:

- значно (до 40%) знизити енергоспоживання крана, що особливо актуально при постійно зростаючих тарифах на енергоносії;

- зменшити майже вдвічі пускові струми і як наслідок ударні навантаження за рахунок можливості здійснити плавний пуск/зупинку двигуна, що приводить до збільшення строків експлуатації механічних вузлів (редукторів, валів, шестірень, муфт і т.д.) а також самої металоконструкції;

підвищити коефіцієнт використання потужності електродвигунів (ККД близький до одиниці);

- підвищити комфортні показники при русі крана й довговічність механічного встаткування завдяки плавності перехідних процесів;

- захистити двигун від перевантажень за струмом, перегріву, витоків на землю й від обривів у ланцюгах живлення двигунів;

- знизити експлуатаційні витрати на капітальний ремонт устаткування за рахунок значного зниження динамічних навантажень в елементах кінематичного ланцюга;

- змінювати швидкості й прискорення руху механізмів крана відносно конкретних технологічних завдань;

- збільшити точність позиціонування шляхом використання малих (доводочних) швидкостей, і як наслідок – збільшення продуктивності.

Але використання частотно-регульованого асинхронного електропривода в системах керування кранів має ряд недоліків:

- суттєва вартість модернізації;

- складність а подекуди і неможливість передачі рекуперованої електроенергії в мережу через недосконалість енергетичної системи України;

- електромагнітні перешкоди. В основі даної технології лежить ідея розподілу керуючої напруги на окремі прямокутні імпульси, що здійснюється за допомогою надшвидких напівпровідникових ключів, що створюють широкий спектр високочастотних перешкод. Відбувається випромінювання перешкод, а також їх поширення по всіх контурах. Щоб обмежити рівень перешкод, необхідна установка додаткових фільтрів;

- різкі стрибки напруги скорочують термін служби двигунів. Сучасні напівпровідникові ключі, які використовуються в регульованих електроприводах, відрізняються винятково високою швидкістю переходу з відкритого стану в закритий, що проявляється в різких стрибках напруги. Це явище призводить до надмірних навантажень на ізольовані мідні проводи обмоток двигуна й, як наслідок, до передчасного зносу ізоляційного шару;

- стрибки напруги, які виникають в результаті перевідзеркалення хвиль, що може призвести до пробоя ізоляції на обмотках двигуна;

- можливе пошкодження підшипників. Асиметрія в конструкції двигуна, особливо між парами полюсів, призводить до появи потенціалу на осі двигуна, навіть якщо напруга живлення – чистий синусоїдальний сигнал. Ця напруга викликає низькочастотний струм через підшипники й заземлення. Хоча останні досягнення в області точного виготовлення практично усунули проблему, після появи нових регульованих електроприводів з високочастотними перемикачами проблема знову стала актуальною. Виникаюча в результаті електроерозія призводить до швидкого виходу з ладу доріжок і підшипників через їх знос. Для вирішення цієї проблеми спеціально розробляються стабілізатори підшипникових струмів і синусоїдальні фільтри.

Висновки. Сьогодні технології вантажопідйомних операцій потребують високих параметрів приводів і систем керування кранів. Застосування приводів крана на основі тиристорного привода з імпульсним регулюванням швидкостей та частотно-регульованого асинхронного електропривода дозволяє задовольнити ці вимоги.

Приводи з частотно-регульованим керуванням найбільш оптимальні. Але, при виборі шляху реконструкції потрібно звертати увагу на те що витрати на модернізацію систем керування приводами крана на основі тиристорного привода з імпульсним регулюванням швидкостей в 1,7-1,9 разів нижче витрат (на кВт потужності) при застосуванні частотних електроприводів. Тому шлях реконструкції потрібно обирати оцінюючи економічну доцільність та технологічні вимоги.

Потрібно також зазначити, що ефективність і економічність електроприводів з частотно-регульованим керуванням у значній мірі залежать від правильності вибору номінальних параметрів їх основних елементів, тобто двигуна й перетворювача частоти.

Поряд з наведеними в цій статті прикладами (рішеннями) реконструкції приводів і систем керування кранів є досить перспективним застосування мотор-варіаторів в кранових механізмах. Але, поки що, вони знайшли своє застосування лише в ліфтах зарубіжних конструкторів.

Список використаних джерел: 1. Подъемные сооружения. Специальная техника. – 2010. – №2–3. – С. 18. 2. Подъемные сооружения. Специальная техника. – 2009. – №3. – С. 17–18. 3. Модернизация систем управления приводов кранов на ломоперерабатывающих предприятиях / А. И. Иордан, В. А. Попов, С. А. Губский. Подъемные сооружения. Специальная техника. – 2007. – №12. С. 30–34. 4. МВ 0.00-7.01-05 – К. : 2005. – 77 с. 5. Котельников В. С. Практика магнитной диагностики подъемных сооружений при проведении экспертизы промышленной безопасности / В. С. Котельников, Б. Е. Попов и др. // Подъемные сооружения. Специальная техника. – 2003. – №3 – С. 22–23. 6. Schneider Electric. Проектирование электроприводов крановых механизмов. – 2009. – № 12. 7. Schneider Electric. Методика по силовому расчету частотно-регулируемых электроприводов крановых механизмов. – 2007. – № 7.

Поступила до редколегії 07.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Pod'emnye sooruzhenija. Special'naja tehnika. – 2010. – №2–3. – S. 18. 2. Pod'emnye sooruzhenija. Special'naja tehnika. – 2009. – №3. – S. 17–18. 3. Modernizacija sistem upravlenija privodov kranov na lomopererabatyvajujih predprijatijah / A.I. Jordan, V.A. Popov, S.A. Gubskij. Pod'emnye sooruzhenija. Special'naja tehnika. – 2007. – №12. S. 30–34. 4. MV 0.00-7.01-05 – K.: 2005. – 77 s. 5. Kotel'nikov V.S. Praktika magnitnoj diagnostiki pod'emnyh sooruzhenij pri provedenii jekspertizy promyshlennoj bezopasnosti / V.S. Kotel'nikov, B.E. Popov i dr. // Pod'emnye sooruzhenija. Special'naja tehnika. – 2003. – №3 – S. 22–23. 6. Schneider Electric. Projektirovanie jelektroprivodov kranovyh mehanizmov. – 2009. – № 12. 7. Schneider Electric. Metodika po silovomu raschetu chastotno-reguliruemym jelektroprivodov kranovyh mehanizmov. – 2007. – № 7.

МЕТОД ПРИВЕДЕННЯ ПОКАЗАНЬ РІЗНИХ СТРУКТУРОСКОПІВ ТИПУ КРМ-ЦК-2М ДО ОДНОГО

В статті запропонований метод приведення показань різних структуроскопів типу КРМ-ЦК-2М, при магнітному (коерцитивному) неруйнівному контролі однієї металокопії, до одного. Що дозволяє збільшити достовірність паспорта магнітного контролю, і тим самим, об'єктивніше прогнозувати залишковий ресурс контрольованої металокопії

В статье предложен метод приведения показаний различных структуроскопов типа КРМ-ЦК-2М, при магнитном (коэрцитивном) неразрушающем контроле одной металлокопции, к одному. Что позволяет увеличить достоверность паспорта магнитного контроля, и тем самым, объективно прогнозировать остаточный ресурс контролируемой металлокопции

S.O. GUBS'KIY

METHOD OF REDUCTION OF INDICATIONS DIFFERENT TYPES STRUCTURESCOPY KRM-CK-2M TO UNIFORM

The authors propose a method to bring evidence of various types structurescopy KRM-CK-2M, with a magnetic (coercive) nondestructive testing of one metal to one. Thus increasing the reliability of the passport of a magnetic control, and thereby objectively predict the residual life of the controlled metal hoisting machine

Постановка проблеми. Для контролю зміни напружено-деформованого стану металокопії крана, потрібно проводити регулярно магніто-коерцитивний неруйнівний контроль його металокопії. Результати, якого заносити в паспорт магнітного контролю [1]. Тоді, за зміною коерцитивної сили H_C (А/см) в елементах металокопії, на протязі деякого часу, можливо відстежити динаміку розвитку напружено-деформованого стану металокопії крана та спрогнозувати її залишковий ресурс.

Основними приладами для проведення магніто-коерцитивного контролю є структуроскопи типу КРМ-ЦК-2М.

Раніше встановлено [2, 3, 4], що різні структуроскопи типу КРМ-ЦК-2М, мають різну роздільну здатність. Це впливає на достовірність результатів магнітного контролю та паспорта магнітного контролю.

Були зроблені заміри коерцитивної сили H_C (А/см) зразка металу зі сталі 09Г2С (ГОСТ 19281-89) із змінним перерізом різними структуроскопами типу КРМ-ЦК-2М. Результати замірів представлені в таблиці 1 та в графічному вигляді на рисунку. 1, фото 1.

Технологія виготовлення та використання зразків зі змінним перерізом була описана в [3, 4].

Різниця результатів магніто-коерцитивного контролю на одній товщині зразка зі змінними перерізами різними структуроскопами склала 13-16 %. Тоді, якщо, магніто-коерцитивні НК для ПМК робилися різними структуроскопами то користь та достовірність ПМК значно зменшується.

Таблиця 1 – Результати замірів коерцитивної сили зразка металу зі сталі 09Г2С із змінним перерізом різними структуроскопами типу КРМ-ЦК-2М

Зав. № структуроскопа	Товщина металу δ , мм				
	6	8	10	12	16
504	4,70	4,14	3,68	3,34	3,02
674	4,40	3,90	3,40	3,10	2,90
834	4,20	3,60	3,10	2,90	2,70
532	4,05	3,62	3,26	3,06	2,88

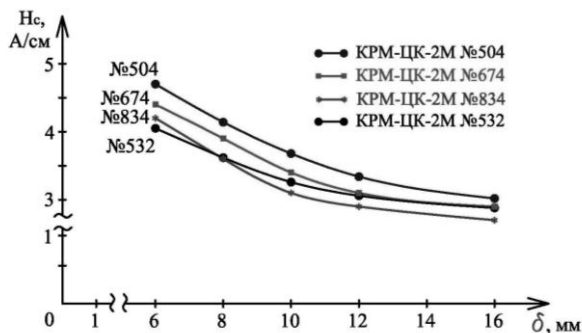


Рисунок 1 – Залежність показань коерцитивної сили H_c від товщини контролюваного металу зразка зі сталі 09Г2С різними структуроскопами типу КРМ-ЦК-2М

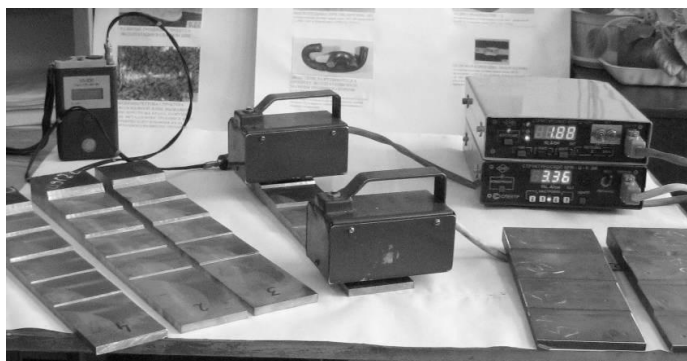


Фото 1 – Заміри коерцитивної сили H_c на зразках зі змінними перерізами різними структуроскопами типу КРМ-ЦК-2М

Аналіз останніх досліджень. В Україні в 2005 році були затверджені «Методичні вказівки з проведення магнітного контролю напружено-деформованого стану металоконструкцій підйомних споруд та визначення їх залишкового ресурсу» МВ 0.00-7.01-05 [5]. Вони базуються на російській методиці «РД ИКЦ «КРАН»-007-97/02» [6].

Дослідженням магнітного контролю на основі коерцитивної сили МК вантажопідйомних споруд присвячені роботи Котельникова В. С., Григорова О. В., Попова В. А., Попова Б. Є., Ліпатова А. С., Левин Є. А. [3, 4, 7, 8, 9].

Невирішені частини загальної проблеми. В роботах [3, 4] проведено дослідження впливу недостатньої роздільної здатності структуроскопів КРМ-ЦК-2М. Але, те що при магніто-коерцитивному НК однієї металоконструкції різними приборами, отримуємо неоднакові результати контролю – раніше не розглядали.

Мета статті. Запропонувати метод приведення показань різних структуроскопів типу КРМ-ЦК-2М, при магніто-коерцитивному НК однієї металоконструкції, до одного.

Основний матеріал. Неоднакова роздільна здатність (різна інтенсивність намагнічування) різних труктуро скопом типу КРМ-ЦК-2М впливає на достовірність паспорта магнітного контролю [1]. Для вирішення цієї проблеми пропонується використовувати метод математичного приведення всіх результатів магніто-коерцитивного НК, що робилися на одній металоконструкції різними приборами до одного.

Суть цього методу покажемо на прикладі.

Металоконструкції крана-перевантажувача (г/п 32 т, дата виготовлення – 1975 р.) робили магніто-коерцитивний НК в 2008 р., 2009 р. та в 2010 р. [10], при цьому використовувався метод перерахунку [3, 4]. Всі результати заносилися в ПМК. Перші два магніто-коерцитивні НК робилися труктуро скопом КРМ-ЦК-2М зав. №834, а останній труктуро скопом КРМ-ЦК-2М зав. №542.

Найбільшу увагу при магніто-коерцитивному НК приділяли розкосам шпренгельної системи та опорному вузлу із-за аварій, що траплялися з кранами-перевантажувачами цього типу [11].

Зведені результати всіх трьох магнітних контролів одного з розкосів наведені в таблиці 2 (матеріал Сталь 20, товщина 12 мм).

Таблиця 2 – Результати магніто-коерцитивних НК по довжині розкоса крана-перевантажувача протягом трьох років (матеріал Сталь 20, товщина 12 мм)

Рік контролю	Зав. № структуроскопа	Значення коерцитивної сили H_c (А/см)				
		4,50	3,00	3,30	3,10	4,80
2008	834	4,50	3,00	3,30	3,10	4,80
2009	834	4,70	3,30	3,50	3,30	5,00
2010	542	4,16	2,71	2,92	2,60	4,48

Як видно з таблиці 2, значення коерцитивної сили в 2010 р. різко впали. Це викликано різною роздільною здатності структуроскопів КРМ-ЦК-2М зав. №834 та 542 (різною інтенсивністю намагнічування).

Кожного разу при проведенні магніто-коерцитивного НК, для приведення результатів коерцитивної сили на різних товщина елементів металоконструкції крана-перевантажувача до однієї товщини використовувався один і той же зразок з різними перерізами. Результати магніто-

коерцитивного НК цього зразка різними структуроскопами типу КРМ-ЦК-2М наведенні в таблиці 3.

Таблиця 3 – Результати магніто-коерцитивних НК зразка з різними перерізами зі Сталь 20

Зав. № структуроскопа	Товщини зразка, мм						
	6	8	10	12	14	16	20
542	2,65	2,11	1,75	1,50	1,40	1,30	1,18
834	3,00	2,70	2,50	2,30	2,20	2,10	2,00

З таблиці 3 видно, що на кожній товщині перерізу зразка показання коерцитивної сили (H_C , А/см) структуроскопа КРМ-ЦК-2М зав. №834 на деяку величину коерцитивної сили $\Delta H_{C\delta}$ більші (δ – товщина перерізу зразка, тобто 6 мм, 8 мм, ..., 20 мм) від структуроскопа КРМ-ЦК-2М зав. №542.

Для того щоб провести аналіз зміни коерцитивної сили в елементах металоконструкції крана-перевантажувача за три роки потрібно врахувати різницю $\Delta H_{C\delta}$. Тобто до результатів магніто-коерцитивного НК структуроскопом КРМ-ЦК-2М зав. №542 на деякій товщині зразка δ , потрібно додати $\Delta H_{C\delta}$ на відповідній товщині зразка (рисунок 2).

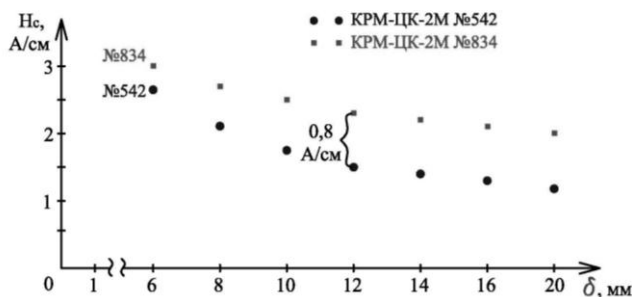


Рисунок 2 – Результати магніто-коерцитивних НК зразка з різними перерізами зі Сталі 20

Якщо проводився магніто-коерцитивний НК на товщині, якої не має на зразку з різними перерізами, то потрібно провести апроксимацію замірів коерцитивної сили двома приборами на цьому зразку. І отримавши функції кривих подальшими математичними розрахунками вичислити потрібну величину $\Delta H_{C\delta}$ (А/см).

В нашому прикладі товщина розкоса крана-перевантажувача 12 мм. При цій товщині $\Delta H_{C12}=0,8$ А/см (таблиця 3, рисунок 2). Збільшивши результати магніто-коерцитивного НК в 2010 р. структуроскопом КРМ-ЦК-2М зав. №542 на ΔH_{C12} отримаємо:

Таблиця 4 – Перераховані результати магніто-коерцитивних НК по довжині розкоса крана-перевантажувача 2010 р. (матеріал Сталь 20, товщина 12 мм)

Рік контролю	Зав. № структуроскопа	Значення коерцитивної сили ΔH_c (А/см)				
2010	542	4,96	3,51	3,72	3,60	5,28

В таблиці 5 наведено приріст коерцитивної сили з 2008 по 2010 рік в розкосі крана-перевантажувача

Таблиця 5 – Приріст коерцитивної сили з 2008 по 2010 рік в розкосі крана-перевантажувача

Інтервал часу, роки	Приріст коерцитивної сили H_c (А/см)				
2008-2009	0,20	0,30	0,20	0,20	0,20
2009-2010	0,26	0,21	0,22	0,30	0,28

Приріст коерцитивної сили (таблиця 5) в 2008-2009 характерний для важкого режиму роботи [12], а в 2009-2010 характерний для дуже важкого режиму роботи.

Реальний режим навантаження металоконструкції крана-перевантажувача – середній. Але інтенсивність та величина навантаження розкосів шпренгельної системи – характерна для дуже важкого режиму роботи. Що і було підтверджено магніто-коерцитивним неруйнівним контролем.

Висновки. При використанні ПМК необхідно разом з ним мати зразок зі змінними перерізами. Це дозволяє:

- порівняти роздільну здатність (інтенсивність намагнічування) всіх структуроскопів КРМ-ЦК-2М якими проводився магніто-коерцитивний НК на даній металоконструкції;

- в разі, якщо маємо різну роздільну здатність структуроскопів, то використовуючи метод математичного приведення, привести всі результати магніто-коерцитивного НК, що робилися на даній металоконструкції різними приборами до одного.

А вже далі робити аналіз результатів магніто-коерцитивного НК.

Однак, якщо немає з ПМК зразка зі змінними перерізами. То необхідно вибрати не навантажену зону металоконструкції, в якій раніше робилися заміри коерцитивної сили. Тоді, провівши заміри коерцитивної сили в цих зонах, можливо (в деякій мірі) порівняти роздільну здатність структуроскопів КРМ-ЦК-2М якими проводився магніто-коерцитивний НК на даній металоконструкції.

Виробникам структуроскопів КРМ-ЦК-2М потрібно змінити методику підбору зразків (що поставляються разом з ним) для настроювання цих приборів. А саме, виробляти ці зразки для всіх структуроскопів з одного металу з однаковими механічними властивостями, хімічним складом та незмінним балом зерна. Можливо, потрібно збільшити кількість цих зразків металу (не два, як зараз). Точніше відстроювати всі параметри

структуроскопів типу КРМ-ЦК-2М. Результатом цього повинна бути різниця результатів замірів коерцитивної сили одного металу різними структуроскопами КРМ-ЦК-2М не більше 5 %.

Список використаних джерел: 1. Котельников В. С. Паспорт магнитного контроля / В. С. Котельников, В. А. Попов и др. // Подъемные сооружения. Специальная техника. – 2006. – №1 – С. 30-30. 2. Михеев М. Н. Магнитные методы структурного анализа и не разрушающего контроля / М. Н. Михеев, Е. С. Горкунов // - М. : 1993. 3. Попов В. А. Практика применения экспериментальных образцов с переменным сечением при оценке значений коэрцитивной силы по результатам магнитного контроля металлоконструкций мостовых кранов, отработавших нормативный срок / В. А. Попов, С. А. Губский // Збірник статей 6-го міжнародного науково-практичного семінару «Технічне переозброєння та безпека в промисловій енергетиці». – Х. : 2006. – С. 58-64. 4. Григоров О. В. Метод анализа замеров коэрцитивной силы при технической диагностике металлоконструкций кранов с разными толщинами элементов / О. В. Григоров, В. А. Попов, С. А. Губский и др. // 2009 р. Метрологія. – 2009. – №3. – С. 34-39. 5. МВ 0.00-7.01-05 – К. : 2005. – 77 с. 6. РД ИКЦ «КРАН»-007-97/02 – М., 2002. – 75 с. 7. Попов Б. Е. Магнитная диагностика и остаточный ресурс подъемных сооружений / Б. Е. Попов, В. С. Котельников и др. // Безопасность труда в промышленности. – 2001. – №2. – С. 44-49. 8. Попов Б. Е. Диагностика мостовых кранов в литейных цехах / Б. Е. Попов, А. Е. Левин и др. // Безопасность труда в промышленности. – 2004. – №4. – С. 33-38. 9. Попов В. А. Оценка напряженно-деформированного состояния металлоконструкций грузоподъемных кранов по изменениям коэрцитивной силы металла / Попов В. А., С. А. Губский и др. // Подъемные сооружения. Специальная техника. – 2005. – №5. – С. 24-29. 10. Отчеты по результатам исследований напряженно-деформированного состояния элементов металлоконструкций крана-перегрузателя мостового типа 29+76,2+23-32-У1 грузоподъемностью 32,0т пролетом 76,2 м, установленного в ЦТП Запорозьской ТЭС (рег.№57897, зав.№1469) № 225-08, №248-09, №272-10 / ООО «Подъёмсервис» // - Х. : 2008, 2009, 2010. 11. Чиковани А. Е. Экспертное обследование и ремонт мостовых перегружателей. Медлить опасно / А. Е. Чиковани // Подъемные сооружения. Специальная техника. – 2004. – №2. 12. Котельников В. С. Практика магнитной диагностики подъемных сооружений при проведении экспертизы промышленной безопасности / В. С. Котельников, Б. Е. Попов и др. // Подъемные сооружения. Специальная техника. – 2003. – №3 – С. 22-23.

Надійшла до редколегії 31.03.11

Bibliography (transliterated): 1. Kotel'nikov V. S. Pasport magnitnogo kontrolja / V. S. Kotel'nikov, V. A. Popov i dr. // Pod'emnye sooruzhenija. Special'naja tehnika. – 2006. – №1 – S. 30-30. 2. Miheev M. N. Magnitnye metody strukturnogo analiza i ne razrushajuweg kontrolja / M. N. Miheev, E. S. Gorkunov // - M. : 1993. 3. Popov V. A. Praktika primenenijsa jeksperimental'nyh obrazcov s peremennym secheniem pri ocenke znachenij kojercitivnoj sily po rezul'tatam magnitnogo kontrolja metallokonstrukcij mostovyh kranov, otrabotavshih normativnyj srok / V. A. Popov, S. A. Gubsk'ij // Zbirnik statej 6-go mizhnarodnogo naukovopraktichnogo seminaru «Tehnične pereozbroennja ta bezpeka v promislovij energetici». – H. : 2006. – S. 58-64. 4. Grigorov O. V. Metod analiza zamerov kojercitivnoj sily pri tehničeskoj diagnostike metallokonstrukcij kranov s raznymi tolvinami jelementov / O. V. Grigorov, V. A. Popov, S. A. Gubskij i dr. // 2009 r. Metrologija. – 2009. – №3. – S. 34-39. 5. MV 0.00-7.01-05 – K. : 2005. – 77 s. 6. RD IKC «KРАН»-007-97/02 – M., 2002. – 75 s. 7. Popov B. E. Magnitnaja diagnostika i ostatocnyj resurs pod'emnyh sooruzhenij / B. E. Popov, V. S. Kotel'nikov i dr. // Bezopasnost' truda v promyšlennosti. – 2001. – №2. – S. 44-49. 8. Popov B. E. Diagnostika mostovyh kranov v litejnyh cehah / B. E. Popov, A. E. Levin i dr. // Bezopasnost' truda v promyšlennosti. – 2004. – №4. – S. 33-38. 9. Popov V.A. Ocenka naprjazhenno-deformirovannogo sostojanija metallokonstrukcij gruzopod'emnyh kranov po izmenenijam kojercitivnoj sily metalla / Popov V. A., S. A. Gubskij i dr. // Pod'emnye sooruzhenija. Special'naja tehnika. – 2005. – №5. – S. 24-29. 10. Otchety po rezul'tatam issledovanij naprjazhenno-deformirovannogo sostojanija jelementov metallokonstrukcij kрана-perегрузателja mostovogo tіpa 29+76,2+23-32-U1 gruzopod'emnost'ju 32,0t proлетом 76,2 m, ustanovlennogo v CTP Zaporozhskoj TJeS (reg.№57897, zav.№1469) № 225-08, №248-09, №272-10 / ООО «Pod'emservis» // - H. : 2008, 2009, 2010. 11. Chikovani A. E. Jeksperтноe obsledovanie i remont mostovyh peregruzhatelej. Medlit' opasno / A. E. Chikovani // Pod'emnye sooruzhenija. Special'naja tehnika. – 2004. – №2. 12. Kotel'nikov V. S. Praktika magnitnoj diagnostiki pod'emnyh sooruzhenij pri provedenii jeksperтизы promyšlennoj bezopasnosti / V. S. Kotel'nikov, B. E. Popov i dr. // Pod'emnye sooruzhenija. Special'naja tehnika. – 2003. – №3 – S. 22-23.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ ПРЕССОВАНИЯ ПРИ НАНОПОРОШКОВОЙ ЭЛЕКТРОКОНСОЛИДАЦИИ

Статтю присвячено проблемі енергоощадного раціонального швидкісного спікання цільних керамічних структур з нанопорошків у технологіях електроконсолідації під тиском. У зв'язку з цим розглянуто деякі аспекти цієї проблеми та вперше представлено розрахунковий підхід до визначення орієнтовного тиску пресування на стадії підготовки та експериментальної розробки виробництва на фізично закономірних засадах ініціювання електричного розряду в газових середовищах, що описується кривими Пашена, та з використанням наближених геометричних уявлень по методу анігіляції позитронів про пори, що є об'єктами об'ємного скорочення у консолідаті, що спікається.

Статья посвящена проблеме энергосберегающего рационального скоростного спекания плотных керамических структур из нанопорошков в технологиях электроконсолидации под давлением. В связи с этим рассмотрены некоторые аспекты этой проблемы и впервые представлен расчетный подход к определению ориентировочного давления прессования на стадии подготовки и экспериментальной разработки производства на физически закономерных основаниях описываемого кривыми Пашена инициирования электрического разряда в газовых средах и с использованием приближенных геометрических представлений по методу аннигиляции позитронов о порах спекаемого консолидата, являющихся объектами объемного сокращения.

Ju.G. GUTSALENKO

DEFINITION OF RATIONAL CLAMPING PRESSURE UNDER NANOPOWDER ELECTROCONSOLIDATION

Paper is devoted to the problem of energy-efficient rational rapid sintering of compact ceramic structures from nanopowders technology-based on electroconsolidation under pressure. In connection with that there are considered some aspects of this problem, and on the physically natural basis of electric discharge initiation in gaseous medium describable by the Paschen curves, and with use of the approximate representations after the positron annihilation technique about the pores of sintering consolidate, which are the objects of the three-dimensional decrease, for the first time it is presented calculation approach to setting of a tentative compacting pressure for preproduction & exploratory development phase.

Введение в современные технологии электроспекания. Одной из ведущих тенденций, на которую в своем современном развитии опирается конструирование и производство инструментальной керамики, является интеграция знаний и технологий [1]. Оживлению в последние годы теоретического и практического интереса к достаточно исследованному процессу влияния электрического тока на спекание металлических порошков [2] способствует его комбинация с дополнительным механическим воздействием, например, импульсным [3], и, в особенности, прессованием [4].

Среди практикуемых в последнее время методов консолидации трудно-спекаемых тугоплавких материалов повышенной эффективностью в получении высокоплотных (низкопористых) структур выделяются одновременно с приложением внешнего давления использующие нагрев полевым и прямым

действием электрического тока, в американской и японской терминологической практике наиболее часто упоминаемые как, соответственно, технологии FAST (Field Activated Sintering Technic – активированная полем техника спекания) [5] и SPS (Spark Plasma Sintering – искровое плазменное спекание) [6]. Относительно короткий цикл спекания (обычно не более 5 мин.) обеспечивает незначительный рост зерна в продуктах этих технологий с повышенными скоростями нагрева.

Из материалов обстоятельного обзора [7] современных технологических тенденций в производстве нанокерамики примечательным является наблюдаемое многообразие упоминаний электроразрядных эффектов в титульных определителях семейства частных версий FAST-технологий: помимо упомянутой выше в контексте обращения к [6] SPS-технологии, также, например, PAS (Plasma Activated Sintering – активированное плазмой спекание) или PECS (Pulse Electric Current Sintering – спекание импульсным электрическим током) – в Японии, PPC (Plasma Pressure Compaction – Плазменное прессующее компактирование) – в США, IPEC (Instrumental Pulse Electrodischarge Consolidation – контролируемая импульсная электроразрядная консолидация) и Resistance / Spark Sintering under Pressure (спекание в условиях сопротивления искровым разрядом под давлением) – в Корее. Это, по-видимому, прежде всего следует связывать с бурным развитием интереса к субмикро- и нанокерамике в последние годы. Вместе с тем с позиций электроразрядных эффектов получают объяснение и отдельные результаты спекания в работе с микронными порошками, не выделяемые ранее, – очистка межзеренных границ, например [8].

В схемах нанопорошковой электроконсолидации используется как постоянный ток, так и переменный: электроразрядные возможности в электрических цепях постоянного и переменного токов, нагруженных субмикро- и, особенно, нанопорошковым материалом, тем более и с рабочими напряжениями, и с частотами одного порядка, как это имеет место, например, в совместной француско-американской практике FAPAS-технологий [9] при участии родоначальника технологии FAST/SPS – Калифорнийского университета [5], существенно сближаются, так как с уменьшением линейной размерности межчастичных электрических взаимодействий все в большей мере проявляются известные искровые эффекты электрических контактов [10]. Практикой [9] совместно развиваются технологии SPS с использованием низкочастотного постоянного тока и технологии FAPAS (Field Activated Pressure Assisted Synthesis – активированный полем поддержанный давлением синтез) с использованием переменного тока промышленной частоты. В аппаратной организации [9] эти технологии работают на частотах соответственно ок. 72 и 60 Гц. Очевидно, что низкочастотность переменного тока повышает вероятность электроразрядного высвобождения электромагнитной энергии в более долговременных полупериодах прямой и обратной полярности в сравнении с

высокочастотным генерированием и, следовательно, роль искровой плазмы в спекании прессуемых порошков.

Выявление и исследование полного круга влиятельных факторов электроспекания, в особенности нанопорошкового, проводимого в комбинации с дополнительным механическим воздействием (прессованием), несомненно актуально и в теоретическом, и в практическом плане.

Введение в структуру нанокристаллических консолидатов. На смену представлениям о межкристаллитных структурах в наноматериалах, как о разупорядоченных, не имеющих не только дальнего, но и ближнего порядка размещения атомов, а потому даже получивших название газоподобных (gas-like structure, *R. Birringer, H. Gleiter, X. Zhu, U. Herr* [11]), пришло подтвержденное современными методами исследования, в том числе электронной микроскопией высокого разрешения (*Y. Ishida, H. Ichinose, T. Kizuka, K. Suenaga* [11]), анализом данных рентгеновской дифрактометрии и абсорбционной спектроскопии (*J. Löffler, J. Weissmüller, H. Gleiter* [11]), представление об аналогичной обычным поликристаллам картине подчинения атомов границ раздела влиянию только двух соседних кристаллитов. При этом в консолидированных продуктах поры обнаруживались только в тройных стыках (зоны τ_2 по рис. 1), а не по всей протяженности границ раздела; плотность атомов в межкристаллитных границах оказалась практически такой же, как в кристаллитах.

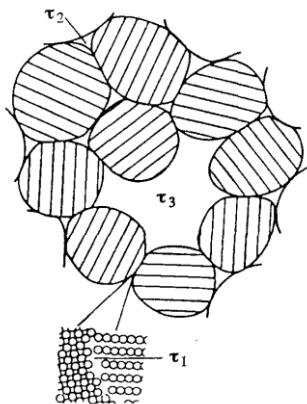


Рисунок 1 – Двумерная модель нанокристаллического материала (*H.-E. Schaefer* [11]): вакансия в границе раздела (время жизни позитрона τ_1); вакансионный агломерат (нанопора) в тройном стыке кристаллитов (τ_2) и большая пора (τ_3) на месте отсутствующего кристаллита

рис. 1, по сравнению с пребыванием в бездефектных структурах (*В.Н. Лаповок, В.И. Новиков, С.В. Свирида и др.,* [11]) выделены три типа свободных объемов как дефектов внутренней структуры неплотно компактированных нанокристаллических материалов: отдельные вакансии; вакансионные агломераты или нанопоры, образующиеся в тройных стыках кристаллитов; большие поры на месте отсутствующих кристаллитов.

Это позволяет рассматривать неплотные консолидаты (в том числе с участием исходных порошков различной зернистости в микро-, субмикро- и

нанодиапазоне) с позиций единого представления о типичных дефектах, моделировать их и априорно выстраивать пути развития наноматериалов и нанотехнологий из соответствующих имитационных подходов. В поддержку подобных рассмотрений свидетельствуют, например, данные Р.З. Валиева (совместно с *R. Wurschum, W. Greiner et al.* [11]), также полученные методом аннигиляции позитронов в компактированных средах и подтверждающие сходство микроструктуры нано- и субмикрористаллических материалов, в частности, наличие в них свободных объемов одинакового типа.

При этом очевидно, что обнаруживаемые в тройных стыках поры (уже упоминавшиеся выше зоны τ_2 по рис. 1) являются наследием исходной несплошности спекаемой насыпки, трансформирующейся в поры неплотного конечного продукта.

По рис. 1 и в контексте приведенного выше по материалам [11] анализа, размер наибольших пористых включений, являющихся потенциальными объектами подавления при электромеханической консолидации нанопорошков, соизмерим с размерами отдельных кристаллитов (зерен).

Постановка задачи. Согласно обобщению [11], плотность нанокристаллических материалов, полученных разными методами компактирования нанопорошков, составляет от 70-80 до 95-97 % от

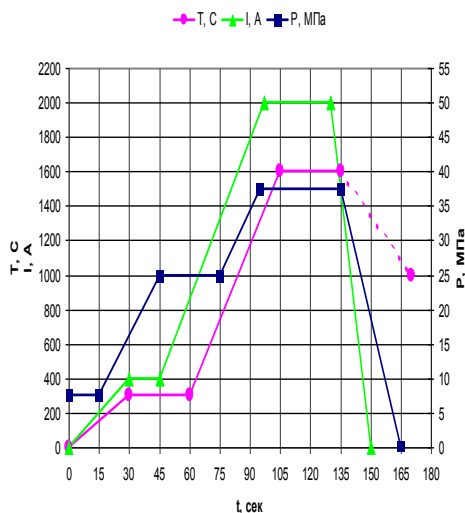


Рисунок 2 – Основные циклограммы [14] электроконсолидации под давлением горячего прессования равновесной (50/50 мас. %) нанопорошковой смеси Al_2O_3 -WC

является задачей представляемой здесь работы.

теоретической. Обеспечение высокоплотных высокодисперсных структур является основной задачей современного наноструктурного материаловедения [12, 13]. Выполнение этой задачи даже в передовых комбинированных технологиях электроконсолидации под давлением достигается со значительными энергозатратами, рис. 2. Поэтому разработка расчетного подхода к определению рациональных режимов давления прессования уже на стадии подготовки и экспериментальной разработки этих технологий, причем на физических закономерных основаниях, комплексно охватывающих комбинированную электромеханическую природу рабочего про-

Физические основания и суть энергосберегающего подхода.

Как известно [15-17], сущность концепции улучшения спекания и уменьшения роста зерен с повышением скоростей нагрева в производстве порошковой керамики состоит в опережающей рост зерен активации уплотнения и более энергичном его протекании. Использование этой тенденции наиболее актуально именно в работе с субмикро- и нанопорошками, когда формирование высокоплотной и тонкодисперсной структуры является центральной целевой функцией технологического обеспечения конкурентоспособных эксплуатационных характеристик конечного продукта [18-19], и особенно эффективно в комбинированных

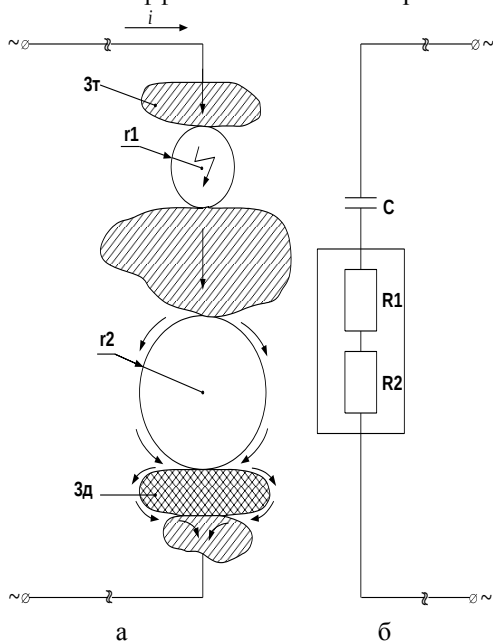


Рисунок 3 – Натуральная схематизация (а) и эквивалентная электрическая схема (б) некоторого фрагмента сечения порошковых смесей с токопроводными (3_t) и диэлектрическими (3_d) зернами при наличии пор ($r_1 < r_2$), консолидируемых под действием электрического тока (i):
 $C = C(r_1)$; $R_1 = R_1(r_2)$; $R_2 = R_2(3_d)$

технологиях с использованием электроконсолидации [7, 13, 14, 20-23].

Сопутствующие достижения рассматриваемой цели условия возможного осуществления и ролевые функции электроразрядных искровых эффектов рассмотрены в работах [8, 24-26]. В этом плане основное внимание в них уделено возможности осуществления как скользящих по межзеренным границам искровых разрядов (фрагмент 3_d по рис. 3), так и в промежутках пористости (фрагмент r_1 по рис. 3). Под углом зрения энергоэффективного преодоления (уменьшения) пористости наибольший интерес представляет минимизация потенциала зажигания электрических разрядов в порах спекаемого консолидата. При данном рабочем электрическом напряжении токоподвода это повысит пробойные возможности и уменьшит число пор, обойденных прямым электро-

разрядным действием (фрагмент r_2 по рис. 3).

В теоретических представлениях электроконсолидационных процессов [2] с увеличением концентрации электрополярных линий в зонах обтекания электрическим током пор с большим поперечным размером формируются и большие градиенты температур. Это не только "подталкивает" структурные вакансии к диффундированию из окружения больших пор в сторону меньших, выравнивая плотность электрического поля вместе как с увеличением за счет размерного стеснения больших пор числа и (или) размера меньших пор, как отмечается в [2], так и с облегчением тем самым условий их электроразрядного преодоления в ходе электроконсолидации.

Аргументация в работе [25], рассматривающей особенности и определяющей место электроконсолидации прямым действием переменного тока в системе методов субмикро- и нанопорошкового спекания под давлением, использует обращение к экстремальным кривым Пашена (с минимумом $U_{np \min}$ потенциала зажигания разряда U_{np} в однокомпонентных газовых средах) и эффекту Пеннинга (дополнительного понижения выявленного Ф. Пашеном (*F. Paschen*) минимума потенциала зажигания в компаундных (с присутствием примесей) газовых структурах, в том числе во влажных средах с однокомпонентной газовой основой). Общие закономерности и экспериментальные данные Пашена-Пеннинга (рис. 4) используем здесь как основу предлагаемого подхода к определению рационального давления прессования при нанопорошковой электроконсолидации.

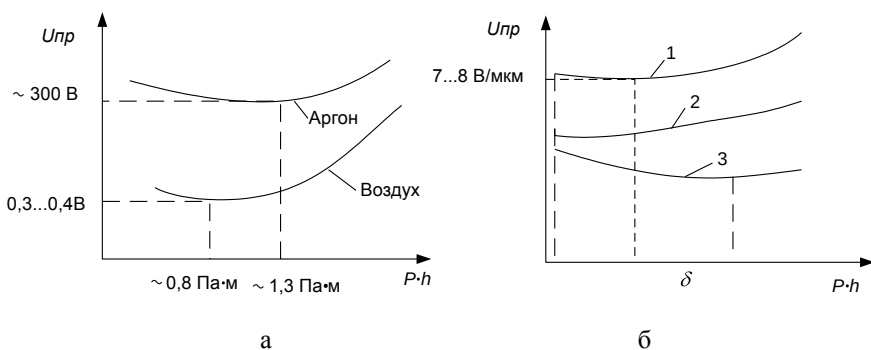


Рисунок 4 – Экспериментальные кривые Пашена для аргона [27] и воздуха [28] (а) и (б) эффект Пеннинга – снижение потенциала зажигания разряда в газе (кривая 3), обусловленное присутствием в нем примеси другого газа, потенциал которого ниже (кривая 2) энергии возбуждения метастабильного уровня чистого основного газа (кривая 1) [27]: в системе координат напряжение пробоя $U_{пр}$ – произведение давления газа P на межэлектродное расстояние h .

В соответствии с иллюстрируемым кривыми по рис. 4а законом Пашена для данной газовой среды, некоторому однозначно определенному постоянству произведения $P \cdot h$ величин исходного давления P и разрядного промежутка h соответствует $U_{np\min} = const$.

Тогда оптимальное значение P_{opt} исходного давления P (Па), при котором для известной величины разрядного промежутка h (м) потенциал зажигания разряда (напряжение электроразрядного пробоя данного промежутка) U_{np} (В) примет минимально возможное значение $U_{np} = U_{np\min}$, наиболее выгодное (оптимальное) с точки зрения энергопотребления, определится из выражения:

$$P_{\text{opt}} = U_{np\min} / h.$$

Практика рациональной электроконсолидации под давлением. Практика реализации прогрессивного метода горячего прессования порошковых сред с прямым тоководом к ним показывает его эффективность в получении высокоплотных керамических структур в субмикро- и наноразмерном диапазоне [29]. Прибегнем к характерному совместному опыту [14], в котором решается задача получения высокоплотных тонкодисперсных Al_2O_3 -WC композитов, конкурентоспособных в инструментальных применениях. В этой работе использовались импортные порошки монокрибида вольфрама австрийского предприятия Wolfram, полученные плазмохимическим методом с размером зерна 40 – 70 нм, и нанопорошки оксида алюминия производства компании Infarmat (США) с размером зерна 60–80 нм. Спекание производилось по разработанной схеме ускоренного ступенчатого нагрева переменным током промышленной частоты, в сочетании с определенным ступенчатым же режимом вакуумного прессования (рис. 2).

Полагая основной трудностью компактирования преодоление невакумируемых (газовоздушных) закрытых пор [25], используем здесь приведенное выше формульное разрешение закона Пашена относительно P_{opt} для газовой среды. В приближенной оценке экспериментальных данных [28] с численной трактовкой экстремума по [30] имеем: $U_{np\min} = 0,35B$ при $P \cdot h = 0,8 \text{ Па} \cdot \text{м}$, рис. 4а. Для исходной смеси порошков монокрибида вольфрама и оксида алюминия, ориентируясь на модель [11], ожидаемый интервал h в пределах от 40 до 80 нм. Тогда рекомендуемый диапазон давлений первых ступеней цикла электроконсолидационного прессования составит от 10 до 20 МПа.

Таким образом, линейка давлений прессования [14] (на первых ступенях от примерно 7,5 до 25 МПа, рис. 2) соответствует реальным вызовам пористости спекаемого консолидата. В результате предложенная [14] схема ускоренного ступенчатого нагрева переменным током промышленной частоты, в сочетании с определенным ступенчатым же режимом прессования (рис. 2)

обеспечивает получение высокоплотных тонкодисперсных $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--WC}$ композитов, конкурентоспособных в инструментальных применениях.

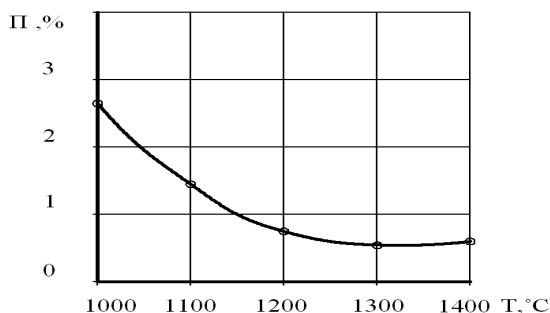


Рисунок 5 – Пористость равновесной (50/50 мас. %) керамики $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--WC}$ в зависимости от температуры

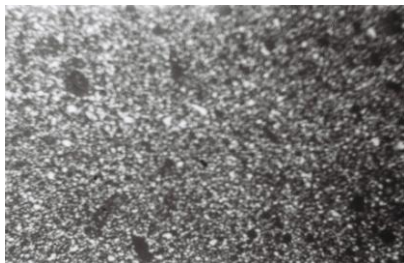
консолидата оказалась весьма близка к абсолютной при 1300–1350 °C. Из рис. 5 видно, что пористость такой смеси уже при 1150 °C менее 1 %. Достижение меньшей пористости, тем более идеальной для инструментальной керамики абсолютной плотности, затрудняется низкой диффузионной подвижностью, что является одной из особенностей спекания тугоплавких керамических композитов.

Равное участие компонентов смеси оказалось необходимым для наибольшей трещиностойкости окончательного продукта. Основные данные [14] о физико-механических характеристиках (плотность окончательного консолидата ρ , твердость HRA , изгибная прочность $\sigma_{изг}$, трещиностойкость K_{Ic}) результата электроконсолидации с изменением верхней температурной границы T_{max} ее проведения в режиме с максимальным давлением прессования $P_{max} = 45$ МПа представлены в табл.

Таблица – Выходные характеристики керамики $\text{Al}_2\text{O}_3\text{--WC}$ (50/50 мас. %) [14]

$T_{max}, ^\circ\text{C}$	$\rho, \text{г/см}^3$	HRA	$\sigma_{изг}, \text{МПа}$	$K_{Ic}, \text{МПа}\cdot\text{м}^{-1/2}$
1550	5,68	93	530	5,5
1600	5,96	94	590	5,8
1650	5,83	93	560	5,2

При исследовании структур полученной из нанопорошков оксида алюминия и монокарбида вольфрама керамики рентгенофазовый анализ показал наличие фаз Al_2O_3 и WC , а также следов W_2C . Величины зерен составляющих фаз оксида алюминия и карбидов вольфрама составляют 0,1–0,2 мкм, рис. 6.



×20000

Рисунок 6 – Структура керамики Al_2O_3 –WC (50/50 мас.%) после $T_{\text{max}} = 1600\text{ }^\circ\text{C}$ и $P_{\text{max}} = 45\text{ МПа}$

Плотность полученной керамики Al_2O_3 –WC с равновесным соотношением компонентов нанопорошковой смеси ($5,96\text{ г/см}^3$, табл.) выше, чем ВОК 71 ($4,2\text{--}4,27\text{ г/см}^3$), что способствует более эффективному отводу тепла из зоны резания и, тем самым, снижению температуры в ней. Из полученных горячим прессованием образцов готовились квадратные режущие пластины габарита (мм) $11,75 \times 11,75 \times 4,75$ и определялась их стойкость при резании закаленной стали ШХ15. Лучший результат – 29 минут – на 30 % больше, чем для

стандартных пластин ВОК 71 производства Светловодского завода твердых сплавов (22 минуты) [14]. Таким образом, использование добавок WC вместо TiC при производстве режущих пластин на основе окиси алюминия является эффективным в механообрабатывающих применениях.

Как видно из табл., температура спекания $T = 1600\text{ }^\circ\text{C}$ наиболее оптимальна для горячего прессования под давлением $P = 45\text{ МПа}$ с прямым пропуском переменного электрического тока промышленной частоты 50 Гц. Давление прессования ограничивается только характеристиками графита; при этом, как отмечается в [14], *максимальное давление (45 МПа) необходимо прикладывать только при достижении максимальной температуры в прессовке (для максимальной дегазации сорбированных газов)*. В используемых условиях горячего прессования [14] нагрева до температуры $1550\text{ }^\circ\text{C}$ еще недостаточно при данном времени выдержки, а температура $1650\text{ }^\circ\text{C}$ уже превышает температуру межфазного взаимодействия WC – Al_2O_3 , при котором выделяется СО и образуется закрытая пористость. В контексте этой работы это означает, что переходить к применению более высоких давлений для максимального подавления пористости рационально только после обеспечения наиболее эффективных условий для электроразрядной деструктуризации газового содержимого пор, особенности которой применительно к композициям на основе монокарбида вольфрама рассмотрены в [26]. Именно такие условия обеспечены, как это следует из приведенных выше расчетов $P = P(U_{\text{np min}})$, на первой и второй ступенях прессования в цикле электроконсолидации по рис. 2. Приложение максимального давления (третья и окончательная ступень прессования в цикле по рис. 2) при более низких температурах приводит к повышенной пористости *из-за наличия сорбированных газов*, как отмечается в [14]. В контексте этой работы следует уточнить: *из-за повышенного наличия сорбированных газов, в том числе вследствие недостаточно эффективного использования электрофизических возможностей подавления пористости и*

улучшения формируемой структуры искровыми разрядами при нанопорошковой электроконсолидации.

Выводы. Предложенный приближенный расчетный подход к определению исходных давлений прессования на начальных этапах реализации полного технологического цикла нанопорошковой электроконсолидации отличается простотой и основоположением на классические физические каноны. Он рекомендуется к использованию на практике.

Однако каждая новая практика применения предлагаемого подхода, несмотря на высокую сходимость с рассмотренным примером предшествующего его разработке решения оптимизационной задачи [14], требует опытно-экспериментальной проверки. Хотя бы потому, что вряд ли может удовлетворить экспериментальным условиям получения кривых Пашена (плоские электроды, однородное электрическое поле и др.), а сам закон Пашена, как известно из фундаментального источника [27], является приближенным и справедлив с тем большей точностью, чем меньше P и h . Но и при пробое малых разрядных промежутков экспериментально установлено [31], что начальный участок кривой Пашена претерпевает значительные искажения, объясняемые авторами [31] эффектом Шоттки, поддержанным туннельным эффектом [27]. Некоторые результаты в этом направлении рассмотрены и обсуждены применительно к области рассматриваемой здесь задачи в работе [25]. Принимать их во внимание необходимо, но для оценки возможности их прямого использования в расчетных методиках, в том числе для ориентировочных приближенных расчетов, требуются дополнительные исследования.

Список использованных источников: 1. Робочі процеси високих технологій у машинобудуванні: Підручник / За ред. А.І. Грабченка. – Житомир: ЖДТУ, 2003. – 451 с. 2. Райченко А.И. Основы процесса спекания порошков пропусканием электрического тока. – М.: Металлургия, 1987. – 128 с. 3. Райченко А.И., Истомина Т.И., Троян И.А. Спекание порошков при наложении электрического тока и периодических механических импульсов // Порошковая металлургия. – 2000. – № 3-4. – С. 105-109. 4. Anderson K.R. Influence electric field on SiC properties during hot pressing // Mater. Sci. Eng. – 1999. – Vol. 270. – PP. 105-114. 5. Groza J.R. Field assisted sintering // Powder Metallurgy. – 1998. – Vol. 7/2. – PP. 583-589. 6. Tokita M. Mechanism of Spark Plasma Sintering // J. Material Science. – 2004. – Vol. 5. – № 45. – PP. 78-82. 7. Mukhopadhyay A., Basu B. Consolidation – microstructure – property relationships in bulk nanoceramics and ceramic nanocomposites: a review // International Materials Reviews. – 2007. – Vol. 52/5. – С. 257-288. 8. Anderson K.R., Groza J.R. Surface oxide debonding in field assisted powder sintering // Mater. Sci. Engin. – 1990. – No. 27. – PP. 278-282. 9. Dense nanostructured materials obtained by Spark Plasma Sintering and Field Activated Pressure Assisted Synthesis starting from mechanically activated powder mixtures/F. Berhard, S. Le Gallet, N. Spinassou et al. // Science of Sintering. – 2004. – No. 36. – PP. 155-164. 10. Намитокоев К.К. Электроэрозионные явления. – М.: Энергия, 1978. – 456 с. 11. Гусев А.И., Ремпель А.А. Нанокристаллические материалы: методы получения и свойства. – Екатеринбург: УрО РАН, 1998. – 199 с. 12. Гусев А.И., Ремпель А.А. Нанокристаллические материалы. – М.: Физматлит, 2001. – 224 с. 13. Nanostructured Materials: Processing, Properties and Potential Applications / Ed. by C.C. Koch. – Norwich, N.Y., U.S.A.: Noyes Publications, William Andrew Publishing, 2002. – 612 p.

14. Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г. Подбор оптимальных режимов горячего прессования нанопорошковых смесей Al_2O_3 -WC для инструментальных применений // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2010. – №5/1(47). – С. 13-18. 15. Harmer W., Roberts W. Rapid sintering of pure and doped alpha- Al_2O_3 // Trans. J. Brit. Ceram. Soc. – 1979. – No. 78. – PP. 22-25. 16. Скороход В.В., Солонин С.М. Физические и металлургические основы спекания порошков. – М.: Металлургия, 1984. – 159 с. 17. Jhonson D.L. Ultra-Rapid Sintering of Ceramics // Science of Sintering. New Directions for Material's Processing and Microstructural Control / Ed. by D.P. Uskokovic, H. Palmour III and R.M. Spriggs. – N.Y.: Pergamon Press, 1989. – PP. 497-506. 18. McCandlish L.E., Kear B.H., Kim B.K. Sintering WC nanopowders // Nanostructure Materials. – 1992. – No. 1. – PP. 119-121. 19. Скороход В.В., Рагуля А.В. Спекание с контролируемой скоростью как метод управления микроструктурой керамики и подобных спеченных материалов // Порошковая металлургия. – 1994. – № 3-4. – С. 3-10. 20. Dadon D., Martin L., Rosen M. Electric pulse assisted rapid consolidation of ultrafine grained alumina matrix composites // Journal of Materials Synthesis and Processing. – 1996. – Vol.4/32. – PP. 95-103. 21. Bourell D.L., Groza J.R. Consolidation of ultrafine and nanocrystalline powders. – Powder Metallurgy. – ASM Handbook, 1998. – Vol. 7 – PP. 504-515. 22. Mishra R.S., Mukherjee A.K. Electric pulse assisted rapid consolidation of ultrafine grained alumina matrix composites // Mat. Sci. Eng. – 2000. – No. 28. – PP. 178-182. 23. Hwan-Cheol K., In-Jin S., Jin-Kook Y. Consolidation of ultrafine WC and WC-Co hard materials by pulsed current assisted and its mechanical properties // International Journal of Refractory Metals and Hard Materials. – 2007. – Vol.25/1. – PP. 46-52. 24. Guicciardi S. Composition dependence of mechanical and wear properties of electroconductive ceramics // Порошковая металлургия. – 1999. – № 3-4. – С. 32-41. 25. Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г. Особенности и место электроконсолидации прямым действием переменного тока в системе методов субмикро- и нанопорошкового спекания под давлением // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харк. політехн. ін-т». Темат. вип.: Технології в машинобудуванні. – 2010. – № 49. – С. 144-161. 26. Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г. Генезис экспансии семикарбида вольфрама в вольфрамокерамических инструментальных композитах горячего прессования с электроконсолидацией нанопорошков на монокарбидной основе // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харк. політехн. ін-т». Темат. вип.: Технології в машинобудуванні. – 2010. – № 53. – С. 19-30. 27. Физический энциклопедический словарь / Гл. ред. А.М. Прохоров. – М.: Сов. энциклопедия, 1983. – 928 с. 28. Phenomenes disruptifs dans les gaz en chanep uniforme. Courdes de Pashen pour l'azote, l'air et l'hexafluorure de soufre / T.W. Dakin, G. Luxa, G. Opperman c.a. // Electra. – 1974. – № 32. – PP. 61-62. – Библиогр. описание приводится по кн.: Ушаков В.Я. Изоляция установок высокого напряжения. – М.: Энергоатомиздат, 1994. – 496 с. 29. Геворкян Э.С. Щільні та поруваті конструкційні матеріали з нано- та субмікронних порошків WC, Al_2O_3 і SiC поліфункціонального призначення: дис. ... д-ра техн. наук: 05.17.11 – Технологія тугоплавких неметалічних матеріалів. – Харків, 2008. – 289 с. 30. Шустов М.А., Протасевич Е.Т. Теория и практика газоразрядной фотографии. – Томск: Изд-во Томск. политехн. ун-та, 2001. – 252 с. 31. Зотов В.М., Зотов Н.М. Основные причины возникновения разряда в малых газовых промежутках // Журн. техн. физики. – 1980. – Т.50, вып.4. – С. 716-719.

Поступила в редколлегию 04.07.2011

Bibliography (transliterated): 1. Robochi procesi visokih tehnologij u mashinobuduvanni: Pidruchnik / Za red. A.I. Grabchenka. – Zhitomir: ZhDTU, 2003. – 451 s. 2. Rajchenko A.I. Osnovy processa spekanija poroshkov propuskaniem jelektricheskogo toka. – M.: Metallurgija, 1987. – 128 s. 3. Rajchenko A.I., Istomina T.I., Trojan I.A. Spekanie poroshkov pri nalozhenii jelektricheskogo toka i periodicheskikh mehanicheskikh impuls'ov // Poroshkovaja metallurgija. – 2000. – № 3-4. – S. 105-109. 4. Anderson K.R. Influence electric field on SiC properties during hot pressing // Mater. Sci. Eng. – 1999. – Vol. 270. – PP. 105-114. 5. Groza J.R. Field assisted sintering // Powder Metallurgy. – 1998. – Vol.

7/2. – PP. 583-589. 6. Tokita M. Mechanism of Spark Plasma Sintering // J. Material Science. – 2004. – Vol. 5. – № 45. – PP. 78-82. 7. Mukhopadhyay A., Basu B. Consolidation – microstructure – property relationships in bulk nanoceramics and ceramic nanocomposites: a review // International Materials Reviews. – 2007. – Vol. 52/5. – C. 257-288. 8. Anderson K.R., Groza J.R. Surface oxide debonding in field assisted powder sintering // Mater. Sci. Engin. – 1990. – No. 27. – RR. 278-282. 9. Dense nanostructured materials obtained by Spark Plasma Sintering and Field Activated Pressure Assisted Synthesis starting from mechanically activated powder mixtures/F. Berhard, S. Le Gallet, N. Spinassou et al. // Science of Sintering. – 2004. – No. 36. – PP. 155-164. 10. Namitokov K.K. Jelek-trojeriozionnye javlenija. – M.: Jenergija, 1978. – 456 s. 11. Gusev A.I., Rempel' A.A. Nanokristal-licheskie materialy: metody poluchenija i svojstva. – Ekaterinburg: UrO RAN, 1998. – 199 s. 12. Gusev A.I., Rempel' A.A. Nanokristallicheskie materialy. – M.: Fizmatlit, 2001. – 224 s. 13. Nanostructured Materials: Processing, Properties and Potential Applications / Ed. by C.C. Koch. – Norwich, N.Y., U.S.A.: Noyes Publications, William Andrew Publishing, 2002. – 612 p. 14. Gevorkjan Je.S., Gucalenko Ju.G. Podbor optimal'nyh rezhimov gorjachego pressovanija nanopo-roshkovyh smesej Al₂O₃-WC dlja instrumental'nyh primenij // Vostochno-evropejskij zhurnal peredovyh tehnologij. – 2010. – №5/1(47). – S. 13-18. 15. Harmer M., Roberts W. Rapid sintering of pure and doped alpha-Al₂O₃ // Trans. J. Brit. Ceram. Soc. – 1979. – No. 78. – PP. 22-25. 16. Skorohod V.V., Solonin S.M. Fizicheskie i metallurgicheskie osnovy spekanija poroshkov. – M.: Metallurgija, 1984. – 159 s. 17. Jhonson D.L. Ultra-Rapid Sintering of Ceramics // Science of Sintering. New Directions for Material's Processing and Microstructural Control / Ed. by D.P. Uskokovic, H. Palmour III and R.M. Spriggs. – N.Y.: Pergamon Press, 1989. – PP. 497-506. 18. McCandlish L.E., Kear B.H., Kim B.K. Sintering WC nanopowders // Nanostructure Materials. – 1992. – No. 1. – PP. 119-121. 19. Skorohod V.V., Ragulja A.V. Spekanie s kontroliruemoj skorost'ju kak metod upravlenija mikrostrukturuj keramiki i podobnyh spechennyh materialov // Poroshkovaja metallurgija. – 1994. – № 3-4. – S. 3-10. 20. Dadon D., Martin L., Rosen M. Electric pulse assisted rapid consolidation of ultrafine grained alumina matrix composites // Journal of Materials Synthesis and Processing. – 1996. – Vol.4/32. – PP. 95-103. 21. Bourell D.L., Groza J.R. Consolidation of ultrafine and nanocrystalline powders. – Powder Metallurgy. – ASM Handbook, 1998. – Vol. 7 – PP. 504-515. 22. Mishra R.S., Mukherjee A.K. Electric pulse assisted rapid consolidation of ultrafine grained alumina matrix composites // Mat. Sci. Eng. – 2000. – No. 28. – PP. 178-182. 23. Hwan-Cheol K., In-Jin S., Jin-Kook Y. Consolidation of ultrafine WC and WC-Co hard materials by pulsed current activated and its mechanical properties // International Journal of Refractory Metals and Hard Materials. – 2007. – Vol.25/1. – PP. 46-52. 24. Guicciardi S. Composition dependence of mechanical and wear properties of electroconductive ceramics // Poroshkovaja metallurgija. – 1999. – № 3-4. – S. 32-41. 25. Gevorkjan Je.S., Gucalenko Ju.G. Osobennosti i mesto jelektrikonsolidacii prjamym dejstviem peremennogo toka v sisteme metodov submikro- i nanoporoshkovogo spekanija pod davleniem // Visn. Nac. tehn. un-tu «Hark. politehn. in-t». Temat. vip.: Tehnologii v mashinobuduvanni. – 2010. – № 49. – S. 144-161. 26. Gevorkjan Je.S., Gucalenko Ju.G. Genezis jeks-pansii semikarbida vol'frama v vol'framokeramicheskijh instrumental'nyh kompozitah gorja-chego pressovanija s jelektrikonsolidaciej nanoporoshkov na monokarbidnoj osnove // Visn. Nac. tehn. un-tu «Hark. politehn. in-t». Temat. vip.: Tehnologii v mashinobuduvanni. – 2010. – № 53. – S. 19-30. 27. Fizicheskij jenciklopedicheskij slovar' / Gl. red. A.M. Prohorov. – M.: Sov. jencik-lopedija, 1983. – 928 s. 28. Phenomenes disruptifs dans les gaz en chanep uniforme. Courdes de Pashen pour l'azote, l'air et l'hexafluorure de soufre / T.W. Dakin, G. Luxa, G. Opperman c.a. // Electra. – 1974. – № 32. – PP. 61-62. – Bibliogr. opisanie privoditsja po kn.: Ushakov V.Ja. Izoljacija ustanovok vysokogo naprjazhenija. – M.: Jenergoatomizdat, 1994. – 496 s. 29. Gevorkjan E.S. Wil'ni ta poruvati konstrukcijni materiali z nano- ta submikronnih poroshkiv WC, Al₂O₃ i SiC polifunkcional'nogo priznachennja: dis. ... d-ra tehn. nauk: 05.17.11 – Tehnologija tugop-lavkijh nemetalichnih materialiv. – Harkiv, 2008. – 289 s. 30. Shustov M.A., Protasevich E.T. Teorija i praktika gazorazradnoj fotografii. – Tomsk: Izd-vo Tomsk. politehn. un-ta, 2001. – 252 s. 31. Zotov V.M., Zotov N.M. Osnovnye prichiny vozniknovenija razrjada v malyh gazovyh promezhtutkah / Zhurn. tehn. fiziki. – 1980. – T.50, vyp.4. – S. 716-719.

REMARKS ON THE FAILURE CURVES OF ROCKS

А. ДЕБРЕЦЕНИ

ЗАУВАЖЕННЯ ЩОДО КРИВИХ ВІДМОВИ ПРИРОДНОГО КАМЕНЮ

Гіперболічні криві відмови природного каменю застосовувалися й розвивалися Інститутом Гірської промисловості й Геотехнічної Розробки, Університету Мишкольця (Венг-рія) представлені в роботі. При використанні цих кривих і представленого методу хоро-шая оцінка може бути отримана для параметрів сили зламано-го каменю. Одне з найважливіших переваг цього методу - те, що всі його елементи є заснованими на зважених особливостях тому, це можна поррахувати гарною альтернативою широко исполь-зуемому методу.

Дослідження підтримується ТАМОР-4.2.1. В-10/2/KONV-2010-0001

Ключові слова: обмеження умови, крива, гіпербола, блок каменю, маса каменю

Гиперболические кривые отказа природного камня применялись и развивались Институтом Горной промышленности и Геотехнической Разработки, Университета Мишкольца (Венг-рия) представлены в работе. При использовании этих кривых и представленного метода хорошая оценка может быть получена для параметров силы взломанного камня. Одно из самых важных преимуществ этого метода – то, что все его элементы являются основанными на взвешенных особенностях поэтому, это можно счесть хорошей альтернативой широко исполь-зуемому методу.

Исследование поддерживается ТАМОР-4.2.1. В-10/2/KONV-2010-0001

Ключевые слова: ограничение условия, кривая, гипербола, блок камня, масса камня

Hyperbolic failure curves of rocks applied and developed by the Institute of Mining and Geotechnical Engineering, University of Miskolc (Hungary) are presented in the paper. By using these curves and a so-called ME-method, developed in the Institute, a good estimation can be obtained for the strength parameters of cracked rocks. One of the most important advantages of this method is that all of its elements are based on measured characteristics therefore it can be considered a good alternative to the widely used Hoek-Brown method.

Research is being supported by ТАМОР-4.2.1. В-10/2/KONV-2010-0001

Keywords: limiting condition, curve, hyperbole, rock block, rock mass

1. INTRODUCTION

In the beginning, the failure states of rocks were described according to the criteria applied for metals such as the Mohr, Murrel, Huber-Mises or Huber-Mises-Hencky criteria. Practice has testified that the Mohr limiting condition can well be applied to rocks. It is a disadvantage of the Mohr condition that it leaves the impact of the middle principal stress out of consideration but approximation occurs in favour of greater safety.

The Mohr limiting condition may be investigated with the application of several failure curves such as the Mohr-Coulomb yield line as well as parabolic and hyperbolic curves. The Hoek-Brown curve, now widely used to describe cracked rock bodies, is also based on the Mohr condition.

There also exist more generally formulated criteria like the Mogi, Drucker-Prager, Wiebols-Cook and Lade criteria. These more complex criteria are successfully applied in certain special fields. (For example, the Lade criterion is applied in the stability studies of boreholes.) In other cases, however, despite their complexity, they are not more useful than the Mohr-Coulomb linear limiting condition. (For example, the Drucker-Prager criterion overestimates the role of middle principal stress, which may lead to an approximation at the expense of safety.)

In my talk, I will present the hyperbolic failure curves applied in the Institute of Mining and Geotechnical Engineering at the University of Miskolc. On the basis of these curves and the method (ME method) developed in the institute, the strength properties of cracked rock bodies can well be estimated. The advantage of the method is that every element of the process is based on measurement results, and thus it is a realistic alternative to the Hoek-Brown method, widely applied nowadays.

2. GENERAL REMARKS ON FAILURE LIMITING CONDITIONS

Limiting conditions can mostly be expressed as the invariants of the stress tensor or those of the deviator tensor that can be derived from it. The reason for this is that while stress tensor elements depend on the position of the coordinate system, limiting conditions should be true independently from the chosen directions. The so called octaeder stresses, which are normal (σ_{oct}) and tangent stresses (τ_{oct}) formed on the sheets of an octaeder of a specific position (body diagonals are in the directions of the three principal stresses). On every sheet of the octaeder, the absolute value of stress components is identical (Figure 1).

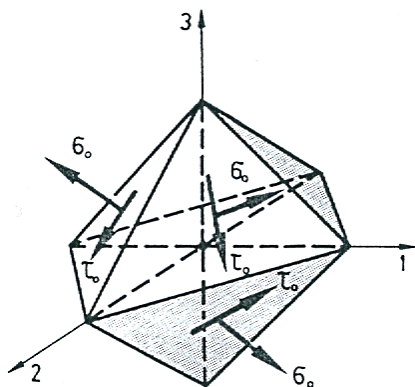


Figure 1 – Octaeder stresses

Octaeder normal stress is:

$$\sigma_{oct} = \frac{1}{3} \cdot I_1 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}, \text{ and}$$

octaeder tangential stress is:

$$\tau_{oct} = \sqrt{\frac{2}{3} J_2} = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2},$$

where:

I_1 – first invariant of stress tensor

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$$

J_2 – second invariant of deviator tensor

$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]$$

$\sigma_1; \sigma_2; \sigma_3$ – principal stresses ($\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$).

For example, with octaeder stresses, the Murell limiting condition can be written up in the following way:

$$\tau_{oct}^2 = \frac{2}{3} \cdot \sigma_c \cdot \sigma_{oct}$$

The limits of this paper do not allow a detailed discussion of limiting conditions or the curves and interfaces interpreted with their help so I only have the opportunity to present the most important principles.

The following figure (Figure 2) shows the measurement results for unconfined compression ($\sigma_1 > 0; \sigma_2 = \sigma_3 = 0$), biaxial ($\sigma_1 > 0; \sigma_2 > 0; \sigma_3 = 0$), conventional triaxial ($\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3 > 0$) and polyaxial ($\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$) experiments.

The figure shows it well that failure is not independent from middle principal stress (σ_2) so failure criteria based on the Mohr theory (leaving the impact of σ_2 out of consideration) can only be limitedly applied under general stress conditions.

In some cases, a sufficiently accurate calculation of failure stresses requires the application of relatively complicated correlations. For example, the modified Lade criterion is preferred in the description of the stress conditions formed around boreholes [1]:

$$\frac{[(\sigma_1 + S) + (\sigma_2 + S) + (\sigma_3 + S)]^3}{(\sigma_1 + S) \cdot (\sigma_2 + S) \cdot (\sigma_3 + S)} = 27 + \frac{4 \cdot (tg^2 \phi) \cdot (9 - 7 \cdot \sin \phi)}{1 - \sin \phi},$$

where: $S = \frac{c}{tg \phi}$

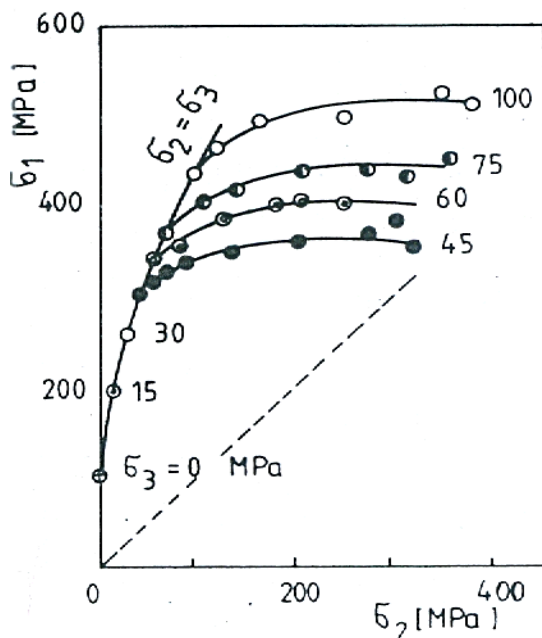


Figure 2 – Measurement results for dolomite sample bodies [3]

As it is well-known, in the case of deep bores, both the supporting of borehole wall and the determination of the pressure necessary for rock cracking requires enhanced circumspection and precise calculations. In such a case, it is not possible to counterbalance the inaccuracy of calculations by choosing high safety parameters.

However, in the overwhelming majority of rock mechanics problems, it is unsuitable to use a complex criterion similar to the modified Lade criterion. The most important reason for this is that laboratory tests are performed on intact pieces of rock, the stress parameters of which are significantly better than those of the cracked rock body. The crackedness of the rock body and the parameters of the cracks have an impact by orders larger than that of the middle principal stress. Accordingly, in practice, it is most typical to use criteria based on the Mohr failure condition. (Let me remark here that due to the ignorance of the impact of σ_2 , rock strength is underestimated, which works in the direction of higher safety in the case of cave stability studies.) Such criteria based on the Mohr failure condition are the Mohr-Coulomb yield line, parabolic and hyperbolic curves and the Hoek-Brown curve, as well.

Nowadays, there is a preference for the application of the Hoek-Brown curve, which may be directly used to describe cracked rock bodies [2]:

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_c \cdot \sqrt{m \cdot \frac{\sigma_3}{\sigma_c} + s} ,$$

where m and s are functions of rock quality and rock structure (GSI).

In addition to its simplicity, such a widespread application of the Hoek-Brown limiting condition is due to the fact that the authors processed a large number of empirical data. However, when it is applied to a new site, the question always arises: to what extent a fundamentally empirical formula based on data from another site may be adopted for a site with different rock parameters.

As an alternative process, the method developed in the Institute of Mining and Geotechnical Engineering of the University of Miskolc is suitable to decide this question.

3. A HYPERBOLIC CURVE BASED ON LABORATORY MEASUREMENTS AND THE 'ME' METHOD

It is a well-known fact that no linear curves may be applied in the whole range of stresses (compressive and pull stresses). In the range of pull stresses and small compressive stresses, failure may well be described with parabolic curves but such curves yield no good approximation in the case of large compressive stresses. In this range, the correlation between normal and shear stresses is much more linear. All this led to the idea that it is suitable to apply a hyperbolic failure curve across the whole range of stresses.

The main advantage of the process proposed by us is that every element is supported by measurement results. The conventional triaxial compressive strength of the rock is measured for uniaxial pull, uniaxial compression and different side pressures as many times as possible (at least 3 times each). The average values of the measurement results obtained in this way are plotted on the σ - τ plane (Mohr plane). Then, according to the well-known principles of function approximation, the hyperbolic failure curve best accommodated to measurement results is determined (Figure 3).

The more measurement results the curve thus constructed is based on, the more accurate it is. It should not be forgotten, however, that in laboratories, sample bodies formed from intact pieces of rock are examined. Therefore, the hyperbolic curve thus constructed characterises intact rock blocks instead of cracked rock bodies. The ME method offers an opportunity to convert the strength parameters obtained in laboratory into parameters of cracked rock bodies.

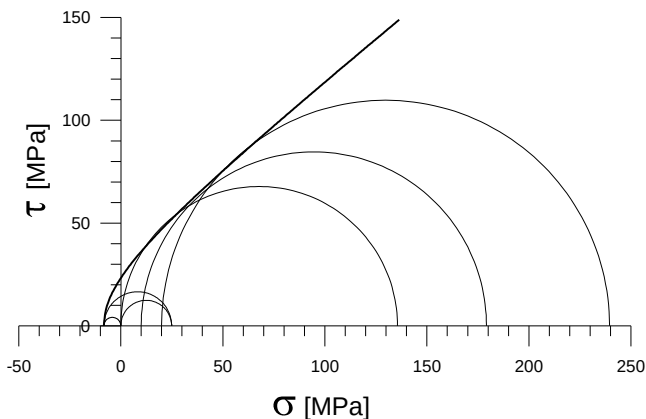


Figure 3 – Hyperbolic curve best accommodated to measurement results

The limits of this paper do not allow the detailed description of the ME method, elaborated at the University of Miskolc under the direction of Professor Somosvári. The essence of the process is that the so called reduction factor with the help of which the strength parameters of the cracked rock mass can be inferred from laboratory data is determined on the basis of measurements. The elasticity modulus may be measured in laboratory (both statically and dynamically), and with seismic methods directly in the cracked rock body, too. The reduction factor is specified as the rate of elasticity moduluses measured in laboratory and 'in situ'. For a detailed description of the method, see reference [4].

4. EVALUATION

We had an opportunity to apply the method in the rock mechanics studies of the dumping place of radioactive wastes of small and medium activity, under construction in Hungary. So far, the best hyperbolic failure curves have been specified for 13 rock groups. The results testify that the process proposed by us well supplements the application of other currently widespread methods, primarily that of the Hoek-Brown curves.

REFERENCES: 1. EWY R.T.: Wellbore-Stability Predictions by Use of a Modified Lade Criterion, *SPE Drill. & Completion*, Vol. 14, No. 2, (1999). 2. HOEK E.; BROWN E.T.: Practical Estimates of Rock Mass Modulus, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, No. 43, (1997). 3. SOMOSVÁRI Zs. (1987): *Geomechanika I.* ['Geomechanics'] Tankönyvkiadó, Budapest. 4. SOMOSVÁRI Zs.; DEBRECZENI Á.: A repedezett kőzettest szilárdsági paramétereinek meghatározása és repedezett kőzetkörnyezetben nyitott vágatok utólagos megerősítésére irányuló kutatások a Miskolci Egyetem Bányászati és Geotechnikai Tanszékén ['Determination of strength parameters of cracked rock bodies and research projects targeted at the subsequent strengthening of entries opened in cracked rock environment, at the Department of Mining and Geotechnology, University of Miskolc'], *Mérnökgeológia Kőzetmechanika 2006*, Műegyetemi Kiadó, Budapest (2006).

Поступила в редколлегию 13.04.2011

А.Г. Деревянченко, д-р техн. наук, Д.А. Крниницын,
О.В. Фомина, Одесса, Украина

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОГРАММНОГО КОМПЛЕКСА ОБРАБОТКИ ИЗОБРАЖЕНИЙ ЗОН ИЗНОСА И РАСПОЗНАВАНИЯ СОСТОЯНИЙ ИНСТРУМЕНТОВ

Совершенствование программного комплекса обработки изображений зон износа и распознавания состояний инструментов. Приведены результаты разработок новых модулей программного комплекса для обработки цифровых изображений зон износа режущей части и распознавания состояний инструментов. Их использование позволит расширить набор признаков для многоуровневого диагностирования за счет более совершенной обработки контуров зон износа или разрушений инструментов. Комплекс позволяет выполнять классификацию состояний инструментов с использованием нечеткой логики.

Вдосконалення програмного комплексу обробки зображень зон зносу і розпізнавання станів інструментів. Приведені результати розробок нових модулів програмного комплексу для обробки цифрових зображень зон зносу різальної частини і розпізнавання станів інструментів. Їх використання дозволить розширити набір ознак для багаторівневого діагностування за рахунок досконалішої обробки контурів зон зносу або руйнувань інструментів. Комплекс дозволяє виконувати класифікацію станів інструментів з використанням нечіткої логіки.

A.G. DEREVJANCHENKO, D.A. KRINICYN, O.V. FOMINA
PERFECTION OF PROGRAMMATIC COMPLEX OF WEAR AREAS IMAGES PROCESSING
AND RECOGNITION OF THE CUTTING TOOLS STATES

The results of developments of the new modules of programmatic complex are resulted for processing of digital images of wear cutting part areas and recognition of the cutting tools states are discussed. Their use will allow to extend the set of signs for the multilevel diagnostic due to more perfect treatment of wear areas or destructions contours of instruments. A complex allows to execute classification of the states of instruments with the use of fuzzy logic.

Среди множества датчиков и измерительных систем современных станочных комплексах находят применение и системы технического зрения (СТЗ) различного типа. Одной из актуальных задач, решаемых СТЗ для ряда станков и исследовательских комплексов, является автоматическая оценка состояний режущих инструментов

Анализ предыдущих исследований. Составной частью комплекса для автоматического контроля, диагностирования и прогнозирования остаточного ресурса режущих инструментов (РИ) является система интеллектуального анализа изображений режущей части (РЧ) [1]. В общем случае она состоит из ряда функциональных модулей: модуль предварительной обработки изображений; модуль сегментации структуры РЧ РИ, обеспечивающий выделение границ и областей зон износа; модуль формирования вектора признаков для описания состояния РИ; модуль распознавания текущего состояния РИ; модуль прогнозирования остаточного ресурса РИ на основании оценки динами-

ческой последовательности состояний РИ; база данных. Анализ результатов работы [1] показал, что существует необходимость дополнения комплекса модулями повышения качества исходного изображения РЧ, вычисления дополнительных признаков контуров зон дефектов РЧ, нечеткой классификации состояний РИ.

Целью настоящей статьи является изложение результатов разработок новых модулей системы интеллектуального анализа изображений зон износа и поломок режущей части инструментов

Рассмотрим основные результаты разработок. Сформированы новые модули обработки изображений зон износа и поломок РЧ, распознавания и прогнозирования остаточного ресурса инструментов. Рассмотрим соответствующие рабочие панели программного комплекса.

Общий вид основной панели и некоторые результаты обработки изображения изношенной задней поверхности РИ показаны на рис. 1.

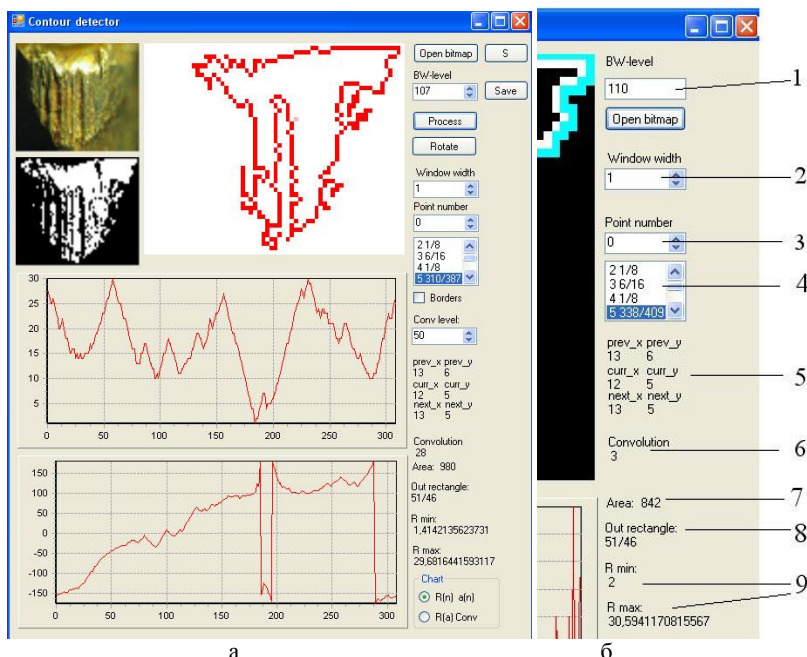


Рисунок 1 – Общий вид панели нового модуля обработки контуров зон износа и поломок РИ (а) и некоторые результаты обработки изображений, индицируемые в правой ее части (б).

В верхней левой части панели (рис. 1.а) находится окно, куда загружается исходное изображение, под ним – окно бинарного изображения. В верхней центральной части расположено окно, в котором отображен контур макродефекта (граница зоны износа задней поверхности изношенного резца) и вло-

женный контур дефекта – одной из канавок концентрированного износа РЧ. В окне средней части панели выводится график, являющийся нормированным радиус – векторным представлением контура распознаваемого изображения РЧ в полярных координатах. Ось ординат отображает значения радиус – вектора текущей точки контура, ось абсцисс – номер текущей точки контура. В нижнем окне панели выведен график, отображающий степень “гладкости” локальных участков контура. Его скачки показывают наличие дефектов зоны износа (в данном случае обнаружен след выхода канавки концентрированного износа на нижнюю границу контура макродефекта).

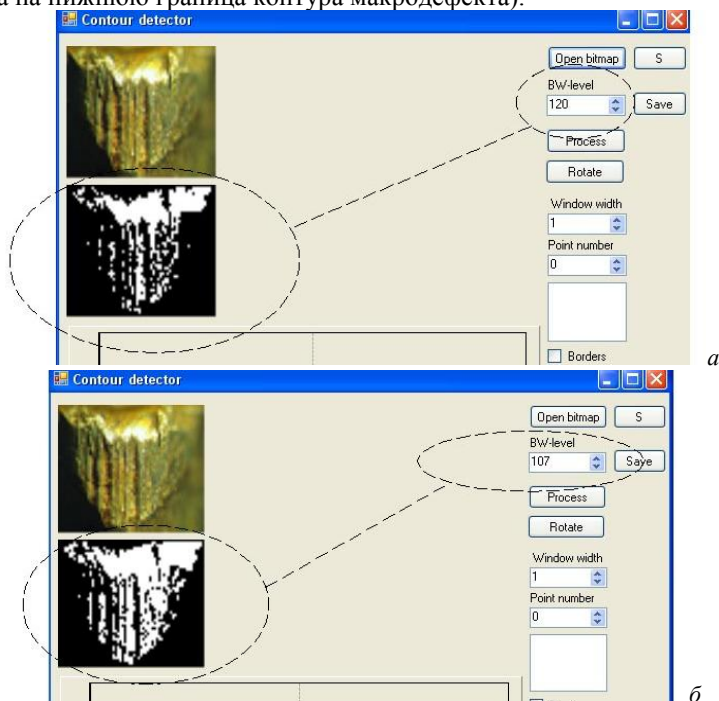


Рисунок 2 – Влияние величины порога бинаризации изображения РЧ на качество выделения контуров зоны износа задней поверхности резца:

а – порог 120, б – порог 107.

В правой части панели отображаются настройки системы для обработки изображения РЧ и некоторые из параметров состояний (рис.1.б): 1 – окно выбора порога перехода от изображения РЧ ”в оттенках серого” к бинарному; 2 – окно назначения параметра сглаживания графика рельефа ветвей контура; 3 – окно индикации текущей точки контура; 4 - номер контура (из последовательности выделенных контуров), обрабатываемого в данный момент; количество точек наружной и внутренней границ контура; 5 - координаты предыдущей, текущей и последующей точек контура в системе координат изображения (начало - левый верхний угол); 6 – кривизна участка контура; 7 - пло-

щадь текущего контура; 8 - длины сторон описанного прямоугольника; 9 - радиусы вписанной и описанной окружностей.

Влияние величины порога бинаризации изображения РЧ на качество выделения контуров зоны износа задней поверхности резца отображено на рис. 2.

Итак, рассмотренный модуль обеспечивает выделение контуров макродефектов, дефектов и микродефектов РЧ, формирование признаков новых признаков (в частности – степень гладкости контура макродефекта), формирование нормированного радиус – векторного представления контура в полярных координатах для дальнейшего распознавания.

При решении ряда задач распознавания изображений успешно применяется метод, основанный на принципе вращения контура зоны вокруг собственного центра тяжести [2]. Представилось целесообразным использовать этот метод для распознавания класса формы зоны износа РИ.

Общий вид одной из рабочих панелей программного модуля распознавания класса формы зоны износа РИ показан на рис.3.а. Используются обозначения: 1 – индикаторы площади (количества пикселей) зон вне области пересечения; 2 – индикатор текущего значения площади пересечения; 3 – индикатор степени выполнения процесса поворота контура на 360 градусов. Совместное рассмотрение контура в исходном положении и контура, повернутого на угол q , определение текущего значения площади пересечения (зоны A , A') и, соответственно, остаточной зоны (зоны B , B') позволяет получать зависимость $A(q)$ и обратную ей ($B(q)$). Площадь здесь измеряется количеством пикселей N .

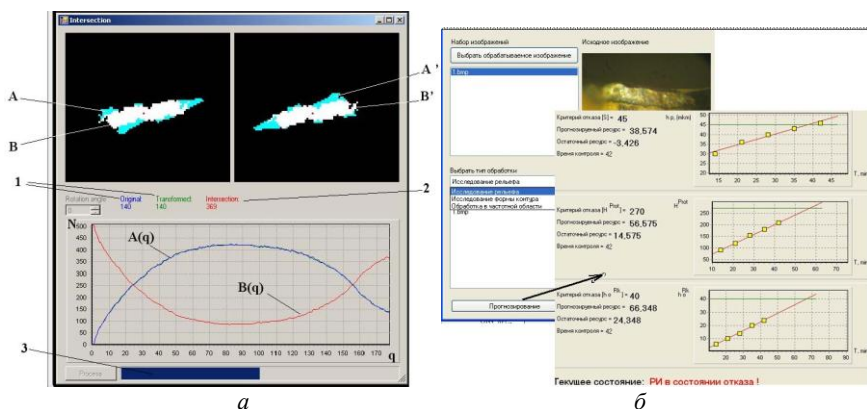


Рисунок 3 – Общий вид одной из рабочих панелей программы распознавания класса формы зоны износа задней поверхности резца, использующей принцип вращения контура зоны износа вокруг центра тяжести (а) и панель прогнозирования остаточного ресурса РИ (б).

Исследования позволили установить, что указанные зависимости могут быть использованы для нахождения информативных признаков формы кон-

туров зон износа РИ. При разработке программы использован аппарат аффинных преобразований.

На рис. 3.6 показана рабочая панель программного модуля, обеспечивающая прогнозирование остаточного ресурса режущей части РИ и индикацию результатов прогноза с принятием решения о степени работоспособности РИ.

Анализ двумерных и трехмерных пространств признаков состояний РЧ, выполненный в работе [3], показал наличие пересечений зон, соответствующих различным классам. Вектора признаков, попадающие в эти зоны, отображают некоторые промежуточные состояния (состояния перехода РЧ из одного класса состояний в другой) и распознаются нечетко. Поэтому возникает необходимость предварительного анализа статистических выборок, используемых для обучения нейросетевого классификатора.

На рис 4 приведен общий вид панели программного модуля для анализа статистических выборок. В левой верхней ее части индицируются: количество классов состояний РЧ инструмента, размер обучающей выборки, автоматически определяемые программой при ее анализе.

В правой верхней части панели находится окно номера анализируемого признака состояния РЧ и имеется флажок для его выбора.

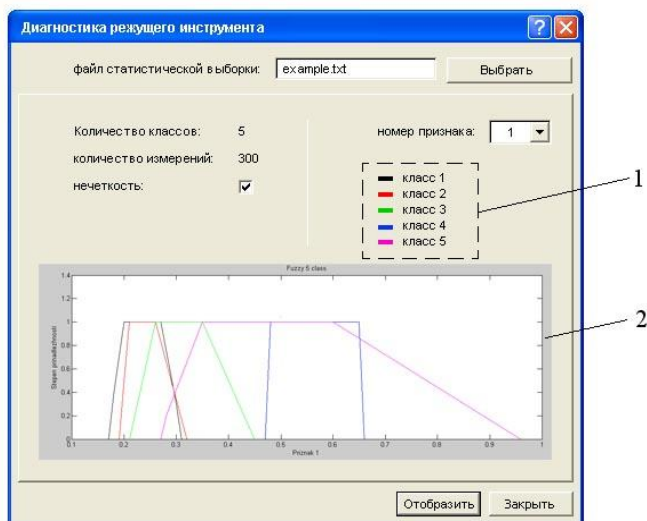


Рисунок 4 – Общий вид панели программного модуля для оценки степени нечеткости признаков, используемых при распознавании состояний РЧ.

Зона 1 панели отображает цветовую индикацию номеров классов состояний РЧ, что обеспечивает наглядность результатов: класс 1 – черный; класс 2 – красный; класс 3 – зеленый; класс 4 – синий; класс 5 – розовый. Зона 2 (центральное окно панели) отображает результаты анализа признаков в виде диаграммы. Ось абсцисс диаграммы отображает степень принадлежности состояний РЧ (соответствующих значений анализируемого признака) к классу; ось ординат диаграммы отображает значения анализируемого признака состояния РЧ. Горизонтальные участки диаграмм для каждого признака отображают ту подобласть состояний РЧ (значений признаков), которые распознаются четко (вероятность правильного распознавания-1). Наклонные участки соответственно отображают подобласти с различной степенью нечеткости (0 – 1) .

Выводы. Разработаны новые модули программного комплекса для обработки цифровых изображений зон износа режущей части и распознавания состояний инструментов. Их использование позволит расширить набор признаков для многоуровневого диагностирования за счет более совершенной обработки контуров зон износа или разрушений инструментов. Комплекс позволяет выполнять классификацию состояний инструментов с использованием нечеткой логики.

Список использованных источников: 1. Деревянченко А.Г. Система интеллектуального анализа изображений зон износа режущих инструментов/А.Г. Деревянченко, О.Ю. Бабилунга, Д.А. Крилицын // Резание и инструмент в технологических системах. — Харьков: НТУ “ХПИ”. 2010. — Вып. 78. — С. 34 – 41. 2. Анисимов Б.В. Распознавание и цифровая обработка изображений / Анисимов Б.В., Курганов В.Д., Злобин В.К. - М.: Высшая школа. 1983. -295 с. 3. Деревянченко А.Г. Поддержание и восстановление работоспособности режущих инструментов с использованием интеллектуальных систем /Деревянченко А.Г., Фомина О.В. //Високі технології в машинобудуванні. — Харьков: НТУ “ХПИ”. 2010. — Вып. 1. — С. 58 – 64.

Поступила в редколлегию 25.05.2011

Bibliography (transliterated): 1. Derevjanchenko A.G. Sistema intelektual'nogo analiza izobrazhenij zon iznosa rezhuwih instrumentov/A.G. Derevjanchenko, O.Ju. Babilunga, D.A. Krinicyн // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah. — Har'kov: NTU “HPI”. 2010. — Vyp. 78. — S. 34 – 41. 2. Anisimov B.V. Raspoznavanie i cifrovaja obrabotka izobrazhenij / Anisimov B.V., Kurganov V.D., Zlobin V.K. - M.: Vysshaja shkola. 1983. -295 s. 3. Derevjanchenko A.G. Podderzhanie i vosstanovlenie rabotosposobnosti rezhuwih instrumentov s ispol'zovaniem intelektual'nyh sistem /Derevjanchenko A.G., Fomina O.V. //Visoki tehnologii v mashinobuduvanni. — Har'kov: NTU “HPI”. 2010. — Vyp. 1. — S. 58 – 64.

В.Л. Доброскок, д-р техн. наук, В.А. Фадеев, д-р техн. наук,
Л.Н. Абдурайимов, С.И. Чернышов, канд. техн. наук, Харьков, Украина

ТОПОЛОГИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ТРИАНГУЛЯЦИОННЫХ 3D МОДЕЛЕЙ ИЗДЕЛИЙ

Розглянуті підходи до топологічного аналізу триангуляційних 3D моделей виробів. Аналіз заснований на визначенні диференціальних (поелементний аналіз суміжності граней, ребер і вершин) та інтегральних (ейлерова характеристика і рід поверхні) характеристик. Запропонований узагальнений підхід, що дозволяє виконувати топологічну верифікацію твердотільних триангуляційних моделей.

Рассмотрены подходы к топологическому анализу триангуляционных 3D моделей изделий. Анализ основан на определении дифференциальных (поэлементный анализ смежности граней, ребер и вершин) и интегральных (эйлерова характеристика и род поверхности) характеристик. Предложен обобщенный подход, позволяющий выполнять топологическую верификацию твердотельных триангуляционных моделей.

V.L. DOBROSKOK, V.A. FADEEV, L.N. ABDURAJIMOV, S.I. CHERNYSHOV
THE TOPOLOGICAL ANALYSIS TRIANGULABLE 3D MODELS OF PRODUCTS

The approaches to the topological analysis of triangulation of 3D models of products. The analysis is based on determining the differential (partial analysis of adjacency of faces, edges and vertices) and integral (Euler characteristic and genus of the surface) characteristics. A generalized approach that enables the verification of a topological triangulation of solid models.

Постановка проблемы

Существует проблема эффективного использования интегрированных технологий материализации 3D моделей. Каждая технология имеет свою рациональную область применения, определяемую конструктивными особенностями изделия. Автоматизация определения конструктивных особенностей изделия по его триангуляционной модели создаст основу для рационального выбора технологии материализации и тем самым повысит эффективность производства.

Большое количество элементов триангуляционной модели (обычно сотни тысяч треугольников) со специфическими взаимными связями требует использования топологической верификации твердотельного изделия. Известно, что топологические свойства триангуляционных моделей не изменяются при любых деформациях, производимых без разрывов или соединений. Применительно к твердотельным 3D моделям использование термина топологический может быть не таким строгим как в топологии. В этом случае топологическая модель определяется наличием и хранением совокупностей элементов и их взаимосвязей. В структуру топологической модели должны входить грани, ребра, вершины, инцидентность (взаимная принадлежность) ребер и вершин, связность элементов и др. Топологический анализ можно

рассматривать как создание топологической модели и ее исследование для верификации исходной триангуляционной модели и оценки интегральных топологических свойств.

Анализ литературы

Топологические свойства поверхностей и их связь с геометрическими характеристиками пространственных тел рассматриваются в различных работах по следующим направлениям:

- обзор систем геометрического моделирования, вопросы топологии оболочек и их эйлеровы характеристики приведены в [1, 4];
- вопросы геометрического моделирования изделий применительно к интегрированным генеративным технологиям с их последующей материализацией (CAD/CAM/CAE) рассматриваются в работе [2];
- формообразование поверхностей и их топология, системное исследование поверхностей деталей и инструмента, их относительная ориентация и параметры кинематики процесса рассматриваются в [3].

Актуальность данного исследования определяется отсутствием работ, посвященных топологическому анализу триангуляционных 3D моделей промышленных изделий на этапе предшествующем материализации интегрированными генеративными технологиями.

Цель статьи – рассмотреть подходы к топологическому анализу триангуляционных 3D моделей изделий и оценить применимость предлагаемых дифференциальных и интегральных характеристик.

Изложение основного материала

Геометрические модели в CAD-системах основаны на определенной структуре данных, которая обеспечивает топологическую целостность модели, т. е. сохраняет определенные отношения между элементами.

При моделировании геометрических объектов применяются различные их описания (рис. 1):

- Точечное (point modeling) – оперирующее достаточно плотным набором точек с атрибутами: положение, цвет и др. Топологическая размерность элементов моделирования в данном случае равна 0. Основной проблемой является восстановление поверхностей по заданным точкам.
- Каркасное (wireframe modeling) – описание объекта представляется в виде набора реперных точек (узлов) и линий проходящих через них. При данном подходе добавляется элемент – линия (топологическая размерность - 1). Основным недостатком является неоднозначность формы модели ввиду отсутствия сведений о внутренних и внешних поверхностях.
- Поверхностное (surface modeling) – описание объекта включает в себя сведения о связности поверхностей, т. е. как поверхности соединяются друг с другом и по каким кривым. При данном подходе добавляется элемент – поверхность (топологическая размерность - 2). Предназначено для создания моделей с достаточно сложными поверхностями.

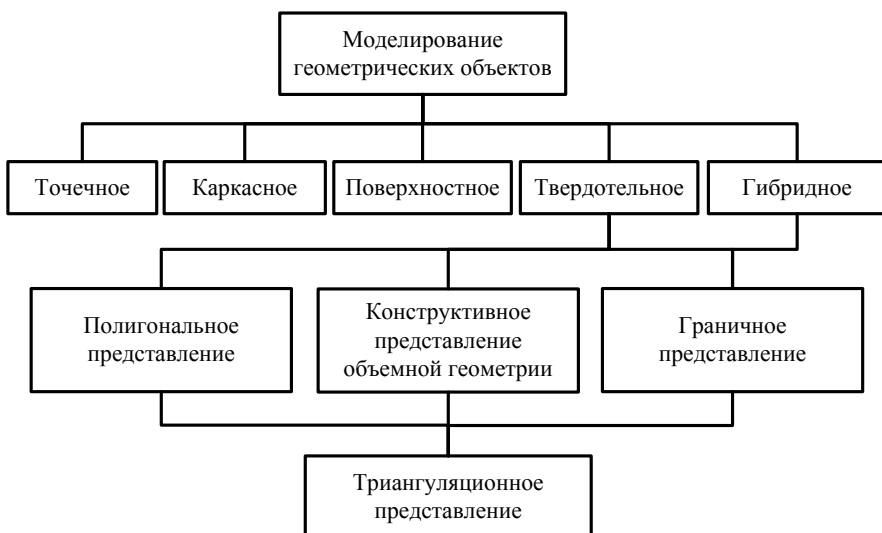


Рисунок 1 – Основные подходы к моделированию геометрических объектов.

- Твердотельное (solid modeling) – описание объекта производится с использованием твердотельных примитивов (базовых элементов). При данном подходе добавляется элемент – тело (топологическая размерность - 3). Твердотельное моделирование обеспечивает максимальное подобие модели твердому телу.

- Гибридное (hybrid modeling) – позволяет сочетать каркасное, поверхностное, твердотельное описания и использовать комбинации жестко размерного и параметрического моделирования. При данном подходе в общем случае топологическая размерность элементов может иметь значения: 0, 1, 2, 3 в зависимости от структуры модели.

При моделировании промышленных изделий наибольшее распространение в машиностроении получили системы твердотельного и гибридного моделирования. Существует несколько подходов к описанию (представлению) твердотельных моделей [1, 2]:

- Полигональное моделирование (polygonal modeling) – это самая первая разновидность трехмерного моделирования, при котором модель описывается совокупностью многоугольников (полигонов) с заданными координатами вершин. Основной особенностью является необходимость применения большого количества полигонов для точного описания сложных поверхностей модели.

- Конструктивное представление объемной геометрии (Constructive Solid Geometry, CSG) – использует при моделировании комбинацию базовых геометрических тел (твердотельных примитивов): прямоугольная и треугольная

призмы, сфера, цилиндр, конус, тор (рис. 2) и др. При моделировании объекта применяются следующие булевы операции: объединения (union), пересечения (intersect) и вычитания (difference) тел. Для хранения истории трансформаций модели и применения булевых операций над телами используется специальная структура данных, называемая деревом построения CSG (CSG tree).

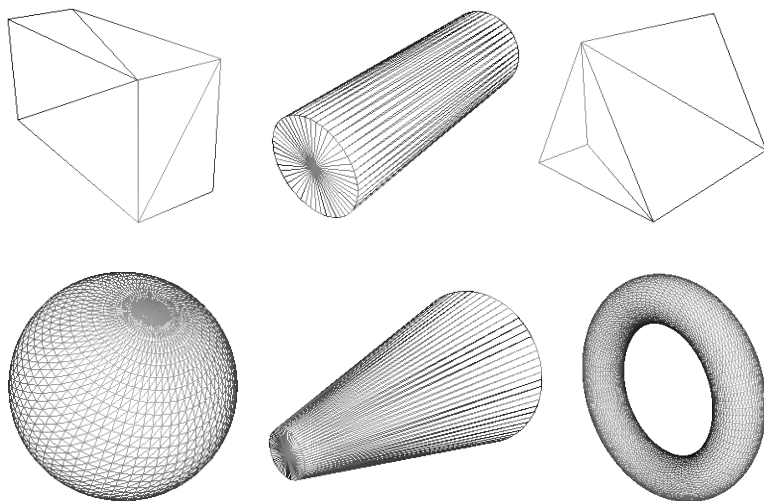


Рисунок 2 – Примеры базовых объектов, используемых при твердотельном моделировании изделий: прямоугольная и треугольная призмы, цилиндр, сфера, конус и тор.

- **Граничное представление (Bounded representation, B-rep)** – трехмерная граничная поверхность тела представлена в виде элементов: вершин, ребер и граней. При этом грань – часть граничной поверхности; ребра – криволинейные сегменты, ограничивающие грань; вершины – точки соединения соседних ребер. Данный подход позволяет моделировать объекты произвольной формы и сложности. Для хранения этой информации используется специальная структура данных B-rep.

Геометрическая форма CAD-моделей в системах твердотельного моделирования описывается достаточно сложными поверхностями различных типов, с учетом особенностей используемых CAD-систем. В целях унификации представления информации о поверхностях моделей для последующей их материализации интегрированными генеративными технологиями производится переход от CAD-моделей к триангуляционным. Триангуляционное представление модели изделия является приближенным. Точность приближения триангуляционной модели к исходной CAD-модели обеспечивается использованием достаточно большого количества треугольников.

Триангуляционная модель (triangulation model) – частный случай поли-

гональной модели, когда все грани представлены треугольниками. В триангуляционных моделях одновременно представлены элементы трех топологических порядков: точки (вершины), линии (ребра) и грани (плоские треугольники). Основные требования к триангуляционной модели твердотельного объекта – замкнутость и связность [1, 4]. Замкнутость поверхности триангуляционной модели – топологическое понятие, означающее отсутствие ребер с числом смежности $A_{Edge} \neq 2$ и вершин $A_{Vert} < 3$. Связность объекта (многогранника) означает то, что он не состоит из нескольких непересекающихся объектов, т. е. от любой вершины можно перейти к любой вершине по ребрам. Смежностью ребра называют количество его вхождений в треугольники триангуляционной модели. Числом смежности (степенью) вершины называют количество ее вхождений в ребра триангуляционной модели.

Переход от CAD-модели изделия к триангуляционному представлению осуществляется в современных системах твердотельного моделирования экспортом в STL-формат. Формат был разработан в целях унификации исходных данных для систем материализации интегрированными генеративными технологиями. STL-файл представляет собой структурированную информацию в виде множества треугольников, представленных координатами вершин с указанием значений направляющих косинусов нормалей.

Единичный элемент триангуляционной модели представлен на рис. 3. Представлены координаты вершин треугольника V_1, V_2, V_3 , ребра E_1, E_2, E_3 , единичный вектор нормали к поверхности треугольника $\vec{N}$ и его направляющие косинусы N_x, N_y, N_z . Значения направляющих косинусов нормалей являются дополнительными (избыточными) и определяются по следующим зависимостям:

$$\begin{aligned} nA &= y_2 - y_1 \quad z_3 - z_1 - y_3 - y_1 \quad z_2 - z_1 ; \\ nB &= x_3 - x_1 \quad z_2 - z_1 - x_2 - x_1 \quad z_3 - z_1 ; \\ nC &= x_2 - x_1 \quad y_3 - y_1 - x_3 - x_1 \quad y_2 - y_1 ; \\ nABC &= \sqrt{nA^2 + nB^2 + nC^2} ; \\ N_x &= \frac{nA}{nABC} ; \quad N_y = \frac{nB}{nABC} ; \quad N_z = \frac{nC}{nABC} , \end{aligned} \quad (1)$$

где nA, nB, nC – длины сторон треугольника ABC ; N_x, N_y, N_z – направляющие косинусы вектора нормали к треугольнику ABC .

STL-файлы могут иметь два формата: текстовый (ASCII) и двоичный (Binary). Структуры файлов приведены на рис. 4.

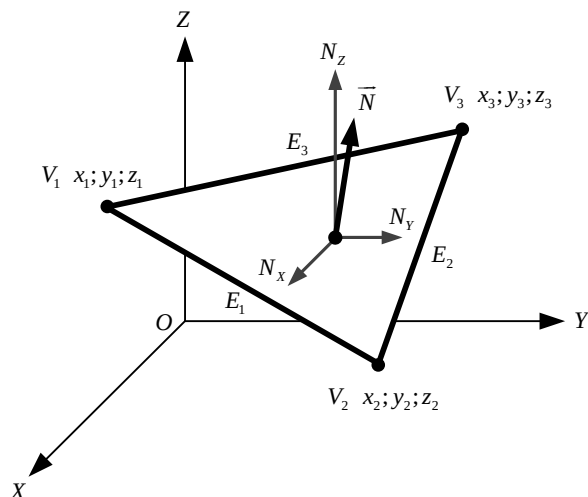


Рисунок 3 – Единичный элемент триангуляционной модели $V_1V_2V_3$:
 E_1, E_2, E_3 - ребра; $\vec{N}$ - единичный нормальный вектор к грани;
 N_x, N_y, N_z - направляющие косинусы.

Для топологического анализа триангуляционных моделей исходные STL-файлы преобразуются (импортируются) в базу данных (DBF-представление) с заданной точностью округления координат вершин. Полученный файл представляет собой таблицу триангуляционных данных (STL_NNNN), содержащую информацию о треугольниках с координатами вершин $(x_1, y_1, z_1, x_2, y_2, z_2, x_3, y_3, z_3)$ и направляющими косинусами нормали (N_x, N_y, N_z) .

Для хранения данных триангуляционных 3D моделей изделий была предложена следующая структура (рис. 5). Каждой группе топологических элементов триангуляционной модели (вершины, ребра и грани) относится отдельная таблица данных – FaceNNNN, EdgeNNNN и VertNNNN:

- VertNNNN содержит координаты вершин триангуляционной модели и число смежности каждой вершины;
- EdgeNNNN содержит координаты концевых вершин ребер, их длины, номера инцидентных (концевых) вершин и число смежности каждого ребра;
- FaceNNNN содержит координаты вершин граней триангуляционной модели, направляющие косинусы нормалей, номера инцидентных ребер и вершин.

При переходе от таблицы триангуляционных данных (STL_NNNN) к одной из таблиц (FACE_NNNN) основных топологических объектов происходит следующая трансформация данных:

***.STL (ASCII - текстовый формат)**

```
solid Примечание ...  
facet normal Nx(1) Ny(1) Nz(1)  
outer loop  
vertex x1(1) y1(1) z1(1)  
vertex x2(1) y2(1) z2(1)  
vertex x3(1) y3(1) z3(1)  
endloop  
endfacet  
...  
facet normal Nx(i) Ny(i) Nz(i)  
outer loop  
vertex x1(i) y1(i) z1(i)  
vertex x2(i) y2(i) z2(i)  
vertex x3(i) y3(i) z3(i)  
endloop  
endface  
...  
endsolid
```

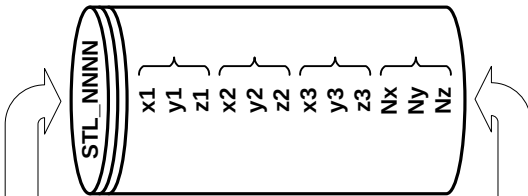
**Таблица
триангуляционных
данных**

координаты 1-й вершины

координаты 2-й вершины

координаты 3-й вершины

направляющие косинусы
нормали



**Структура двоичного
(Binary) STL-файла**

Кол-во байт	Тип переменных	Описание
80	Char (символьный)	Произвольный текст заголовка
4	Unsigned long integer (длинное целое без знака)	Общее количество триангульников (###)
Триангульник #		
48	Float (число с плавающей точкой)	Направляющие косинусы и координаты вершин (4×12)
2	—	Резерв

```
Примечание.....  
.....  
###Nx1•Ny1•Nz1•x11•y11•z11•x21•y21•  
z21•x31•y31•z31•...  
Nx1•Ny1•Nz1•x1i•y1i•z1i•x2i•y2i•z2i•  
x3i•y3i•z3i•...  
Nx1•Ny1•Nz1•x1n•y1n•z1n•x2n•y2n•z2n•  
x3n•y3n•z3n•RR
```

***.STL (Binary - двоичный формат)**

Рисунок 4 – Схема преобразования STL-файла в DBF-образ.

- округление координат вершин $x_1, y_1, z_1, x_2, y_2, z_2, x_3, y_3, z_3$ до заданного количества десятичных знаков;
- пересчет направляющих косинусов нормалей на основании зависимостей (1).

При задании системе выполнения операции округления происходит контроль соответствия значений направляющих косинусов в таблице триангуляционных данных STL_NNNN и рассчитанных значений в таблице FaceNNNN. Результирующая информация записывается в таблицу результатов STLNNNN, которая создается при установленном флаге ее создания (ANAL_VAR.I_STLF_Dbf).

Рассмотренный подход преобразования STL-файлов в DBF-образ и разработанные структуры данных использованы в подсистеме «Топологический анализ» системы морфологического анализа триангуляционных 3D моделей изделий. Система разработана в среде управления базами данных Visual FoxPro.

Экранная форма подсистемы топологического анализа представлена на рис. 6. На экранной форме расположены элементы управления (кнопки), позволяющие выполнять следующие задачи:

- топологический анализ триангуляционных моделей;
- визуализация STL-файлов с помощью внешних программ просмотра;
- округление координат вершин триангуляционной модели;
- создание баз данных вершин, ребер и граней в процессе топологического анализа;
- запуск подсистемы анализа данных по вершинам, ребрам и граням (специальный набор фильтров);
- создание базы данных соответствия координат вершин и нормалей (абсолютная погрешность);
- определение общего количества граней, вершин и ребер в модели;
- определение количества вершин со смежностью $A_{Vert} < 3$ и ребер $A_{Edge} \neq 2$;
- определение эйлеровой характеристики (характеристика Эйлера-Пуанкаре) χ ;
- определение рода поверхности g .

Топологический анализ триангуляционных моделей предполагает рассмотрение дифференциальных и интегральных характеристик.

Дифференциальные топологические характеристики определяют замкнутость поверхности модели. Замкнутость поверхностей является одним из важнейших требований, предъявляемым к 3D моделям. Определение дифференциальных топологических характеристик основывается на исследовании свойств элементов множеств граней, ребер и вершин триангуляционной модели. Результатом анализа являются:

- смежность ребер A_{Edge} и вершин A_{Vert} ;

- количество вершин со смежностью $A_{Vert} \geq 3$ и ребер $A_{Edge} = 2$;
- количество вершин со смежностью $A_{Vert} < 3$;
- количество ребер со смежностью $A_{Edge} \neq 2$.

Интегральные характеристики дают общую топологическую оценку триангуляционной модели и могут быть вычислены на базе дифференциальных характеристик. К ним относятся:

- общее количество вершин N_{Vert} , ребер N_{Edge} и граней N_{Face} ;
- эйлерова характеристика χ ;
- род поверхности g .

В триангуляционных твердотельных 3D моделях количество вершин со смежностью $A_{Vert} \geq 3$ должно совпадать с общим числом вершин, а количество ребер со смежностью $A_{Edge} = 2$ – с количеством ребер. Нарушение требований по вершинам и ребрам у триангуляционных моделей означает незамкнутость поверхности модели.

Топологические свойства поверхности триангуляционной 3D модели изделия выражаются с помощью ее эйлеровой характеристики χ :

$$\chi = N_{Face} - N_{Edge} + N_{Vert} , \quad (2)$$

где N_{Face} , N_{Edge} и N_{Vert} – соответственно количество граней, ребер и вершин.

Формула Эйлера для моделей изделий, не имеющих сквозных отверстий, определяется равенством:

$$N_{Face} - N_{Edge} + N_{Vert} = 2 . \quad (3)$$

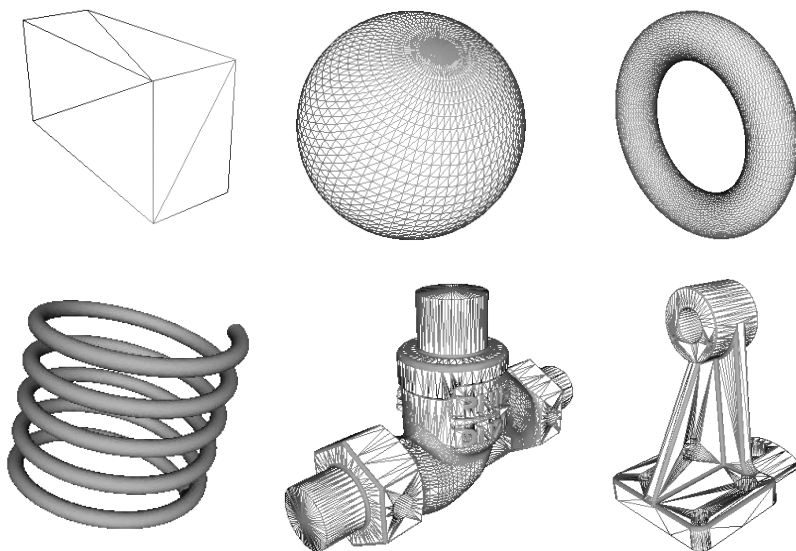


Рисунок 7 – Тестовые триангуляционные модели изделий: прямоугольная призма, сфера, тор, спираль, вентильная муфта, кронштейн.

Для моделей изделий, содержащие сквозные отверстия, эйлера характеристика определяется зависимостью:

$$\chi = N_{Face} - N_{Edge} + N_{Vert} = 2 - 2g, \quad (4)$$

где g – число, называемое родом поверхности.

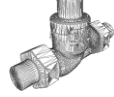
В топологии родом замкнутой и связной поверхности называется число равное количеству сквозных отверстий в теле. Для замкнутых полигональных поверхностей значения рода поверхности g лежат в интервале $[0, N]$, где N – множество всех натуральных чисел.

Род g поверхности триангуляционной модели может быть вычислен на основании эйлеровой характеристики χ [4]:

$$g = \frac{2 - (N_{Face} - N_{Edge} + N_{Vert})}{2} = 1 - \frac{\chi}{2}. \quad (5)$$

На основании зависимости (5) можно сделать вывод о том, что эйлера характеристика поверхности должна быть целым числом $\chi \leq 2$ и кратным двум. Иначе род поверхности будет дробным, т. е. модель незамкнутая.

Таблица 1 – Топологические характеристики тестовых триангуляционных 3D моделей

Модель	Прямоугольная призма	Сфера	Тор	Спираль	Вентильная муфта	Кронштейн
Характеристики						
Число вершин N_{Vert} , шт.	8	2 382	23 296	61 380	35 928	8 176
Число ребер N_{Edge} , шт.	18	7 140	69 888	184 018	107 790	24 576
Число граней N_{Face} , шт.	12	4 760	46 592	122 640	71 860	16 384
Эйлера характеристика χ $= N_{Face} - N_{Edge} + N_{Vert}$	2	2	0	2	-2	-16
Род поверхности $g = 1 - \chi/2$	0	0	1	0	2	9

Рассмотрим использование предложенного топологического анализа на примере 6-ти тестовых триангуляционных 3D моделей (рис. 7): прямоугольная призма, сфера, тор, спираль, вентильная муфта и кронштейн. Для каждой мо-

дели определялись следующие характеристики (табл. 1): число вершин N_{Vert} , ребер N_{Edge} , граней N_{Face} , эйлерова характеристика χ и род поверхности g .

В табл. 1 представлены модели (прямоугольная призма, сфера и спираль), у которых эйлеровы характеристики совпадают и равны 2 ($g = 0$), т. е. модели, не имеют сквозных отверстий. У трех остальных моделей значения эйлеровой характеристики отличаются и соответствуют зависимости (5). Все рассмотренные модели являются замкнутыми, т. е. топологическая верификация подтвердила их твердотельность.

Выводы

Топологический анализ триангуляционных 3D моделей изделий, на базе предложенных дифференциальных и интегральных характеристик позволяет выполнять верификацию твердотельных моделей.

В качестве дифференциальных характеристик целесообразно использовать смежность ребер A_{Edge} и вершин A_{Vert} , а в качестве интегральных: общее количество вершин N_{Vert} , ребер N_{Edge} и граней N_{Face} ; эйлерову характеристику χ и род поверхности g .

Дифференциальные характеристики позволяют определить замкнутость поверхности модели, а интегральные – ее подтвердить и оценить топологические свойства.

Топологический анализ реализован в системе морфологического анализа триангуляционных 3D моделей изделий, разрабатываемой на кафедре «Интегрированные технологии машиностроения» им. М.Ф. Семко Национального технического университета «Харьковский политехнический институт».

Список использованных источников: 1. Голованов Н.Н. Геометрическое моделирование / Н.Н. Голованов. - М.: Изд-во Физ.-мат. лит., 2002. - 472 с. 2. Ли К. Основы САПР (CAD/CAM/CAE). - СПб.: Изд. дом ПИТЕР, 2004. - 560 с. 3. Радзевич С.П. Формообразование поверхностей деталей. Основы теории / Радзевич С.П. - К.: Растан, 2001. - 592 с. 4. Энциклопедия элементарной математики: В 5 т. / Физматгиз. - М., 1963. - Т.4: Геометрия. - 568 с.

Поступила в редколлегию 23.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Golovanov N.N. Geometricheskoe modelirovanie / N.N. Golovanov. - M.: Izd-vo Fiz.-mat. lit., 2002. - 472 s. 2. Li K. Osnovy SAPR (CAD/CAM/CAE). - SPb.: Izd. dom PITER, 2004. - 560 s. 3. Radzevich S.P. Formoobrazovanie poverhnostej detalej. Osnovy teorii / Radzevich S.P. - K.: Rastan, 2001. - 592 s. 4. Jenciklopedija jelementarnoj matematiki: V 5 t. / Fizmatgiz. - M., 1963. - T.4: Geometrija. - 568 s.

В.В. Драгобецкий, д-р техн. наук, Е.А. Наумова,
А.А. Симонова, канд. техн. наук, Кременчуг, Украина

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ ВЗРЫВНОГО ПЛАКИРОВАНИЯ И УПРОЧНЕНИЯ

Визначено параметри стійкого вибухового плакування поверхонь деталей покриттями і плівками товщиною 200–300 нм і графітових покриттів і плівок товщиною 10–100 нм. Апробована технологія модифікуючого впливу вибухового навантаження та отримання монолітних крайок тришарових сферичних днищ.

Определены параметры устойчивого взрывного плакирования поверхностей деталей покрытиями и пленками толщиной 200–300 нм и графитовых покрытий и пленок толщиной 10–100 нм. Апробирована технология модифицирующего воздействия взрывной нагрузки и получения монолитных кромок трехслойных сферических днищ.

V.V. DRAGOBECKIJ, E.A. NAUMOVA, A.A. SIMONOVA
NEW TECHNOLOGIES EXPLOSIVE CLADDING AND HARDENINGS

The parameters of sustained explosive cladding surfaces of the parts coatings and film thickness of 200–300 nm, and graphite coatings and film thickness of 10–100 nm are indentified. The technology of modifying effects of the explosive load and get solid edge sandwich spherical bottoms are tasted.

Вступлення. В результате силового воздействия, образующегося при взрыве, в материале заготовки возникают возмущения различной природы, которые приводят к фазовым превращениям, необратимым пластическим деформациям, обратимому увеличению объема материала под действием теплоты, выделяемой при ударном сжатии, образованию соединений и разрушений. При различных схемах импульсного воздействия может быть достигнуто заданное формообразование, упрочнение, соединение, дробление и нарушение сплошности.

Характер и интенсивность импульсного воздействия на заготовку даже в одном процессе могут существенно различаться и открывают возможности для изменения геометрических, механических, физических и др. свойств.

Высокие энергетические параметры и импульсный характер взрывного нагружения в своем элементарном приложении чрезвычайно многогранны и многообразны, и не все его аспекты изучены. В процессах гидровзрывной штамповки помимо необходимого формоизменения достигается значительное упрочнение обрабатываемой заготовки, а в ряде случаев происходит и сварка обрабатываемой заготовки с матрицей. Процесс сварки взрывом также сопровождается упрочнением, пластической деформацией и формоизменением. В процессе взрывного прессования помимо сварки трением, возникающей при адиабатических сжатиях частиц и их жидкофазного спекания, происходят и микропроцессы сварки взрывом частиц.

При выборе и обосновании процессов обработки для конкретных условий производства, возможно, энергетически оптимальным является тот процесс, который при прочих равных условиях обеспечивает наименьшие затраты энергии, необходимой для получения заданных физико-механических свойств изделий с требуемыми эксплуатационными свойствами.

Для выявления принципиально новых процессов взрывной металлообработки необходимо перейти к рассмотрению процессов, использующих высокоэнергетические источники энергии и явлений, сопровождающих процесс воздействия взрыва на обрабатываемый материал.

Цель работы. Анализ многофакторности физических явлений, сопровождающих процессы силового воздействия взрыва для разработки новых процессов металлообработки: взрывного нанесения пленочных покрытий; сверхбыстрой кристаллизации; упрочнения и модификации поверхностного слоя заготовки; взрывного плакирования контактных поверхностей деталей сложной конфигурации.

Материал и результаты исследований. Ударно-волновой характер взрывного нагружения обуславливает ряд физических явлений не присущих статическому нагружению: возникновение высоких температур на фронте мощной ударной волны с образованием высокотемпературных фаз, полиморфных превращений, измельчение зерен и образование двойниковых дефектов; образование кумулятивных струй; «множественный» откол при воздействии ударных волн высокой амплитуды; спекание, разрушение, деформация и сварка. Эти физические явления могут найти применение в технологиях: 1) быстрой кристаллизации; 2) получения аморфных материалов; 3) модифицирующего воздействия ударных волн; 4) получения тонких и пленочных покрытий; 5) плакирования, упрочнения и сварки. Большие возможности для создания новых технологий взрывной обработки содержат процессы, параметры которых соответствуют граничным характерным для каждого из процессов.

В последние годы интерес проявляют к методу быстрой кристаллизации, суть которого заключается в охлаждении расплавленного металла со скоростью порядка одного миллиона градусов в секунду. Быстро охлажденные сплавы сравнительно гомогенны, поскольку для образования и роста больших зерен не хватает времени [1]. Материалы с гомогенной структурой прочны и имеют высокие температуры плавления. Быстрая кристаллизация может вызывать образование метастабильных фаз. Метастабильные фазы обладают рядом нетривиальных свойств. Например, быстрокристаллизующиеся алюминиевые сплавы имеют удельную прочность, равную или превышающую прочность титановых сплавов при умеренных и высоких температурах. Они также необычайно коррозионностойки. Быстроохлажденные алюминиевые сплавы способны заменить титан в деталях компрессоров газотурбинных

двигателей, чугун в тормозных дисках автомобильных колес, чугунные корпуса бункеров железнодорожных вагонов и т.д.

Для осуществления процесса динамической закалки с использованием взрывчатых веществ, необходимо порошок или упрочняемую деталь разогнать зарядом взрывчатого вещества до соударения с охлажденной поверхностью жидкости или металла. При соударении метаемого тела со скоростью порядка 2,5-3 тыс. м/с происходит быстрое охлаждение и ударно-волновое сжатие с образованием метастабильных фаз.

Процесс осуществляется следующим образом. В полости, образованной в высокопрочном сплаве, располагаются взрывчатое вещество и метаемую среду. При взрыве заряда метаемая среда разгоняется, и при соударении с охлаждаемой поверхностью происходят процессы, характерные для быстрой кристаллизации.

Максимальное давление, возникающее при соударении метаемой среды с твердой поверхностью, можно оценить по формуле [2]

$$p = \rho_o C_o v \left(1 + k \frac{v}{C_o}\right) \quad (1)$$

где ρ_o , C_o – плотность метаемой среды и скорость звука в ней; v – скорость частиц метаемой среды; k – постоянная, характеризующая увеличение скорости волны при ударном сжатии.

Давление, необходимое для образования метастабильной фазы, соответствует сотням килобар и достижимо при скоростях соударения, превышающих в несколько раз скорость звука в воздухе. Достигнуть этого можно при использовании импульсных источников энергии. Задача о метании тел продуктами взрыва в упрощенной постановке решена в работе [3]. Скорость v_1 метаемого тела составит

$$V_1 = D = \left[\frac{3r}{(k^2 - 1)(3 + r)} \right]^{0,5}. \quad (2)$$

Здесь k – показатель продуктов взрыва; D – скорость детонации;

$$r = \frac{\rho_o \delta_o}{\rho_1 \delta_1},$$

где ρ_o, ρ_1 – плотности взрывчатого вещества и метаемого тела; δ_o, δ_1 – протяжности взрывчатого вещества и метаемого тела. В зависимости от вида взрывчатого вещества и соотношения масс взрывчатого вещества и метаемого тела скорость V_1 достигает 2500 м/с.

Ряд процессов взрывной металлообработки (резка, сварка) связан с образованием кумулятивных струй в обрабатываемых материалах. Это явление можно использовать для получения аморфных материалов. Известно, что скорость падения температуры при соударении метаемого тела с поверхностью другого материала при скоростях соударения порядка 1000 мс^{-1} в интер-

вале температур 700–350° составляет до $3,5 \cdot 10^6$ град/с [3]. При таких градиентах температур происходит получение аморфных материалов из расплавов. Такие параметры соударения характерны для процессов сварки взрывом, и ряд исследователей, изучающих структуры зоны соединения сваренных взрывом заготовок, обнаружили в сварном шве включения аморфного металла [3]. Видимо, образование аморфных структур происходит из расплавленного металла. Т.е. соударение метаемого тела с подложкой должно приводить к расплавлению зоны контакта, подверженного обработке материала. На некоторых режимах сварки взрывом в зонах, прилегающих к сварному шву, образуются литые включения. Последние снижают качество и прочность сварного соединения и крайне нежелательны. Для образования слоя из аморфного материала или обладающего большим количеством аморфных составляющих режимы соударения должны обеспечить расплавление приконтактных слоев и высокую скорость охлаждения. Количество литых включений увеличивается по мере увеличения скорости детонации D , а следовательно, и скорости точки контакта. Предельное значение скорости точки контакта принимаем в пределах зоны волнообразования [3]. Величина сварочного зазора h и параметр сварки r соответствует максимальной скорости соударения. Как правило, при таких режимах сварки не происходит, а образуется псевдоаморфный слой, обладающий рядом уникальных свойств. Таким образом, на стыке процессов сварки взрывом и взрывного упрочнения для ряда материалов возможен процесс быстрой кристаллизации. И этот процесс, вероятно, дает возможность получения монометаллов с поверхностной структурой и свойствами, характерными для биметаллов. Интенсифицировать и стабилизировать процесс нанесения покрытий с псевдоаморфной структурой возможно путем придания упрочняемой поверхности подложки рельефа, обеспечивающего образование встречных кумулятивных струй из расплавленного металла и окислов. Например, рельеф может быть треугольного (рис.1), трапециидального и др. профилей. При соударении струй образуется мелкодисперсная пелена и распыл струй на массивное тело подложки. В таких условиях скорость охлаждения компонент кумулятивных струй достигает 10^6 градусов в секунду, и создаются условия для быстрой кристаллизации.

Использование эффекта множественного откола в методах взрывной обработки открывают новые возможности в области получения тонких и пленочных покрытий толщиной порядка 100 нм и менее.

Покрытия, полученные в процессе совместной пластической деформации при сварке взрывом, по своей прочности сцепления с подложкой превосходят все существующие методы плакирования. Это дает возможность использовать полученные таким образом детали с защитными покрытиями в условиях динамического нагружения. Кроме того, покрытия обладают коррозионной стойкостью, антифрикционностью, гидростойкостью, теплопроводностью, износостойкостью.

Определенные трудности возникают при нанесении покрытий толщиной менее 1 мм. В этом случае происходит деформация, коробление, разрывы и т.д. плакирующего слоя, но и что особенно существенно, потребный заряд взрывчатого вещества по своей геометрии меньше критического диаметра детонации. Для решения проблемы сварки используют дополнительные пластины – спутники, к которым приклеивают фольгу из плакирующего материала. Как правило, после сварки из-за наличия волн растяжения происходит отрыв пластины спутника. Качество плакирующего слоя определяется технологией склеивания. Кроме склеивания покрытие на пластину – спутник можно наносить любым другим методом напыления, химическим и т.д. При соударении с подложкой происходит перенос материала покрытия на последнюю. Прочность сцепления при этом превосходит исходную с пластиной – спутником. Для получения покрытий из графита, а также графитовых пленок на пластину-спутник покрытие может наноситься графитовым стержнем натиранием. Для получения пленок, необходимо растворить подложку.

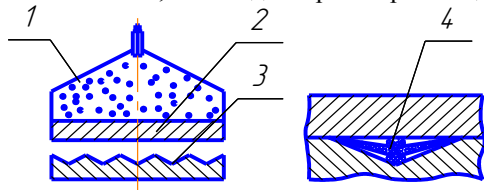


Рисунок 1 – Схема упрочнения с образованием куммулятивных струй: 1 – взрывчатое вещество; 2 – ударник; 3 – упрочняемое изделие подложки; 4 – струя

Следующим направлением формирования тонких металлических покрытий является сварка взрывом порошков с монолитными металлами.

Для нанесения порошков на металлы ударными волнами применяют схемы, аналогичные одностороннему прессованию [2]. Процесс метания пористого (или сыпучего) слоя, как правило, при теоретическом анализе разбивают на два этапа. Считается, что на первом этапе разгон происходит в ударной волне, сильно уплотняющей вещество, переводя его в близкое к компактному состоянию. На втором этапе продукты детонации далее ускоряют спрессованный пористый слой. Между взрывчатым веществом и порошком используют защитный слой. Нанесение порошковых покрытий на металлической основе ударно-волновой обработкой производится как в твердом, так и в жидком состоянии. Смена механизма формирования слоев от твердого к жидкофазному определяется значениями скорости соударения порошка с подложкой и скоростью скольжения ударной волны вдоль подложки. Для процесса в твердой фазе слой покрытия состоит из спрессованных, деформированных и сваренных между собой частиц исходного порошка, а прочность его сцепления близка к прочности монолита. Соударение порошка со скоростью, превышающей критическую, приводит к образованию слоев из жидкой фазы

с формированием литых структур и прочностью сцепления на уровне монолита. Толщина слоев может достигать 10–100 нм.

Монолитная металлическая подложка при импульсной обработке остается холодной. Жидкофазное формирование поверхностных слоев можно рассматривать как динамическую закалку из жидкого состояния. Данному методу присущ ряд особенностей: плавление порошкового материала происходит с высокой скоростью нагрева, что позволяет избежать выгорания и окисления элементов при обработке высоколегированных и порошковых смесей; высокая скорость физикохимических реакций в ударном фронте позволяет получать слои из метастабильных фаз или пересыщенных растворов и соединений из смесей порошков непосредственно за время обработки; перевод металла порошка в расплавленное состояние и его охлаждение со скоростью порядка 1 млн. градусов в секунду создает условия для быстрой кристаллизации.

В процессе сварки взрывом на режимах $r < r_{min}$ и $r > r_{max}$ (r – параметр сварки) соединения свариваемых материалов не происходит, но тем не менее, на соударяющихся поверхностях образуется тонкий металлический слой. При $r < r_{min}$ основной механизм образования покрытия связан с фрикционным взаимодействием соударяющихся поверхностей, а при $r > r_{max}$, когда давления в зоне контакта превышают $2\sigma_m$ (σ_m – предел текучести), наблюдается множественный откол от соударяемой поверхности метаемой пластины. В результате этого происходит соударение и сварка отколовшихся частиц металла с поверхностью подложки, затем дополнительное зачеканивание отколовших частиц в поверхность ударом плакирующей пластины и отскок последней.

Соединение не происходит и в том случае, когда полученное соединение разрушается волнами разгрузки вследствие того, что в процессе деформации металла в зоне соединения большое количество энергии переходит в тепло, и наиболее деформированные поверхности участка расплавляются, а затем затвердевают при отводе тепла в окружающий слой металла. При движении точки контакта зона высоких давлений сменяется зоной растягивающих напряжений. Когда расплавленный участок металла не успевает затвердеть, происходит разрушение зоны соединения. Зона перемешивания расплавленных при соударении металлов остается на одной из поверхностей.

Стабильное получение покрытий толщиной 10–100 нм наиболее целесообразно осуществлять при $r < r_{min}$ и активации фрикционного взаимодействия. Это достигается путем обеспечения скольжения плакирующего слоя по подложке. Для этого размещают заряд на торцевой поверхности плакирующей заготовки, либо плакирующую заготовку выполняют в виде клина.

По своей сути процесс близок процессам фрикционного латунирования, бронзирования и меднения стальных поверхностей. Цель процесса – предохранение деталей от схватывания при приработке, уменьшение износа в по-

следующей работе, такой как защитное покрытие перед сборкой. В медесодержащем слое можно возбудить избирательный перенос.

Удобно в технологическом отношении наносить покрытие, используя клеевые составы. На пластину - спутник наносится клей, например, силикатный или жидкое стекло. На клей наносится лакирующий слой порошка необходимого состава. При соударении с лакируемой поверхностью слой порошка переносится на последнюю. Затвердевший клей отлетает.

Процесс был апробирован для упрочнения алюминиевых корпусов букс железнодорожных вагонов. Была изготовлена опытная партия корпусов букс с упрочненными приливами. Один из образцов представлен на рис. 2.

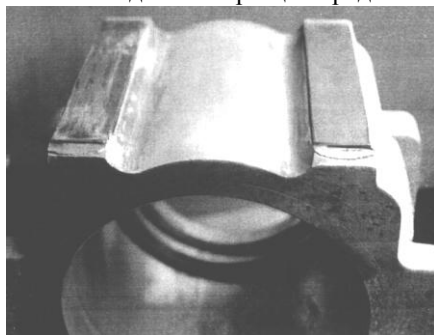


Рисунок 2 – Корпус буксы из алюминиевого сплава

При придании поверхности прилива корпуса буксы рельефа, обеспечивающего образование встречных кумулятивных струй из расплавленного алюминиево-магниевого сплава при соударении с метаемой пластиной, образуется микрослой с микротвердостью, соответствующей твердости титановых сплавов. В таких условиях скорость охлаждения встречных кумулятивных струй достигает порядка 1 млн. градусов в секунду [3], и создаются условия для протекания процесса быстрой кристаллизации.

Модифицирующее воздействие ударных волн используем для интенсификации диффузионных процессов в технологиях химико-термической обработки.

Так как диффузия совершается путем последовательного перемещения отдельных атомов, то для движения любого данного атома в твердом теле обязательно приобретение им определенной энергии активации. Установлено, что всякий фактор, способствующий увеличению исходной энергии атома, тем самым способствует уменьшению той дополнительной энергии, которая необходима для активации атома при диффузии.

Факторами, способствующие направленному потоку вещества являются градиент температуры, градиент напряжений, градиент электрического поля и т.д.

В нашем исследовании наибольший интерес представляет градиент напряжений и температуры. При прохождении ударных волн через металлы градиент напряжения составляет величину порядка сотен тысяч атмосфер на не-

сколько микронов, и очевидно, что в этом случае роль D_σ значительно возрастает. Оценка коэффициента диффузии при воздействии ударных волн связана с большими трудностями, состоящими в том, что время процесса чрезвычайно мало, и трудно выделить этот эффект в чистом виде. Прохождение ударной волны неизбежно связано с повышением температуры, изменением дефектности кристаллической структуры, действием температурного поля после разгрузки, концентрационной неоднородностью и с другими факторами.

Существенное влияние на коэффициент самодиффузии оказывает скорость деформации при пластической деформации. Увеличение скорости деформации от 10^{-4} до $2 \cdot 10^{-6} \text{ с}^{-1}$ при температуре 750°C приводит к увеличению коэффициента в 2500 раз. Аномальное ускорение диффузии в различных сочетаниях металлов и паре железо-углерод наблюдали при импульсной деформации со скоростью 20 с^{-1} , а также при импульсной сварке со скоростью 10^2 с^{-1} . Полученные значения D для самодиффузии превосходят коэффициент диффузии железа в жидком состоянии. В диапазоне скоростей от 10^{-2} до 10^2 с^{-1} также отмечается увеличение коэффициента диффузии, связываемое с повышением средней концентрации вакансий, число которых оценивают с использованием зависимости

$$N = \frac{kl_p}{2bd}, \quad (3)$$

где $k=0,25$ – фактор, учитывающий долю образовавшихся порогов дислокаций, которые могут перемещаться конвективно; l_p – расстояние, на которое перемещается каждая дислокация; b – вектор Бюргерса; d – расстояние между дислокационными диполями на фронте ударной волны [4].

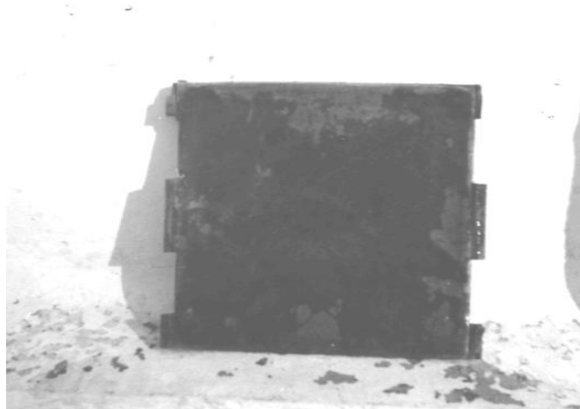


Рисунок 3 – Матрица для силикатного кирпича

Рассмотренный процесс реализован при упрочнении матриц из низколегированной стали для производства силикатного кирпича цементацией борирован-

нием (рис. 3). Предварительное их взрывное нагружение сократило время выдержки в печи в 3 раза. При этом их износостойкость увеличилась в 1,5–2 раза.

Следовательно, одной из областей применения взрывной обработки может стать модифицирующее воздействие ударных волн и скоростной деформации на материал, который в дальнейшем будет подвергнут химико-термической и др. видам обработки. После взрывного нагружения большинство металлов переходят в активированное состояние, и ряд процессов химико-термической обработки и нанесения защитных покрытий (цементация, борирование, алитирование, азотирование и др.) протекает значительно быстрее при тех же показателях качества.

Далее рассмотрим технологическую применимость явления откола. Взаимодействие падающей и отраженной ударных волн в нагружаемом материале приводит к возникновению нарастающих растягивающих напряжений, которые могут привести к разрушению, называемому отколом. На это явление больше всего влияют форма волны напряжения и предельное значение разрушающего напряжения σ_{δ} нагружаемого материала. Положение трещины откола в сплошном материале или места расслоения в слоистом зависит от формы волны напряжений. При распространении волны в материале крутизна кривой $\sigma(t)$ за фронтом волны уменьшается с увеличением толщины нагружаемого поли- или мономатериала δ , что приводит к увеличению толщины откола Δ . При распространении волны напряжений большой интенсивности $\sigma > 2\sigma_{\delta}$ возникает множественный откол – несколько следующих один за другим параллельных отколов.

В процессах взрывной обработки, не связанных с операциями дробления и разрушения, возникновение откола – нежелательное явление. Обычно для предотвращения откола отражающую поверхность материала непосредственно опирают о другое тело, поглощающее энергию [2]. Предотвращение откола производится и путем использования захватывающих плит и мастик [2]. При этом откольные элементы, поглощающие значительное количество энергии, могут быть использованы для выполнения ряда вспомогательных операций.

Полезное применение откола – это, прежде всего, разделение слоистых изделий для их утилизации после выполнения своего назначения. Для этого на наружную поверхность наносят слой взрывчатого вещества, параметры которого выбирают таким образом, чтобы разрушение произошло по поверхности раздела.

При соединении многослойных изделий между собой методами сварки плавлением большие технологические трудности возникают при расслоении пакета в результате термического нагрева электрической дугой. Желательно обеспечить монолитность кромок и плотное, без сцепления, прилегание слоев изделия. Решить эту проблему возможно следующим образом (рис. 4). Предварительно изготовленные заготовки 1 собирают в пакет и деформируют до получения заданной конфигурации днища 2. Затем производят расслоение

кромки дна 2. Для этого дно устанавливают в матрицу 3 так, чтобы кромки дна 2 выступали над плоскостью верхнего торца матрицы 3, для чего в полости матрицы устанавливают прокладку 4. После этого по наружному периметру кромки дна 2 размещают кольцевой заряд взрывчатого вещества 5 и производят его инициирование.

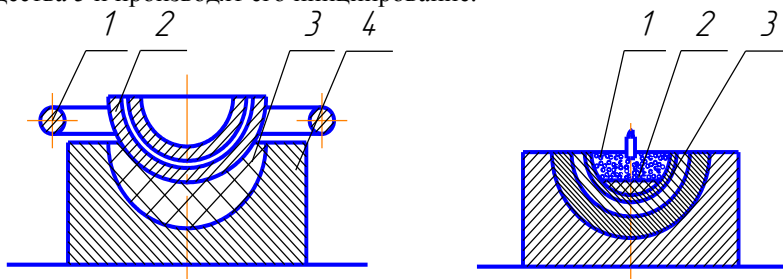


Рисунок 4 – Схема получения изделий с монолитными кромками:

1 – взрывчатое вещество; 2-слоистая заготовка; 3-прокладка; 4-матрица

Предварительно изготовленные заготовки 1 собирают в пакет и деформируют до получения заданной конфигурации дна 2. Затем производят расслоение кромок дна 2. Для этого дно устанавливают в матрицу 3 так, чтобы кромки дна 2 выступали над плоскостью верхнего торца матрицы 3, для чего в полости матрицы устанавливают прокладку 4. После этого по наружному периметру кромки дна 2 размещают кольцевой заряд взрывчатого вещества 5 и производят его инициирование.

В результате действия взрыва происходит расслоение слоев многослойного дна 2 у его кромок. После этого многослойное дно устанавливают в матрицу 3 и производят сварку взрывом кромок дна с калибровкой и уплотнением слоев.

Таким образом, эффект откола находит применение как функциональный и интенсифицирующий фактор и связан с обработкой и созданием слоистых изделий и использованием слоистости, как конструктивного, так и технологического приемов. Этот метод нашел применение при изготовлении слоистых сосудов высокого давления (рис. 5).

Сам процесс сварки взрывом может найти применение не только для плакирования пластин и цилиндрических оболочек, но и для плакирования и упрочнения поверхностей деталей сложной конфигурации.

В связи с развитием производства специальных профилей, получаемых методом экструзии, появилась возможность изготовления корпусов букс железнодорожных вагонов из алюминиевых сплавов, повышенная коррозионная стойкость которых позволяет исключить затраты на антикоррозионную обработку, сократить ремонты из-за коррозии, снизить массу ходовых частей вагонов на 20-30 %.

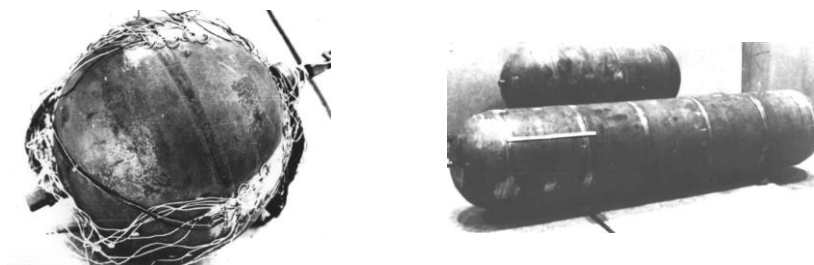


Рисунок 5 – Сосуды высокого давления

Выводы: 1. Изучение и оценка многофакторности физических явлений, сопровождающих процесс силового воздействия взрыва, позволили разработать принципиально новые процессы нанесения тонких металлических покрытий, сверхбыстрой кристаллизации, динамической закалки и диффузионного насыщения поверхностного слоя.

2. Технология нанесения тонких металлических покрытий толщиной менее 0,5 мм (ограничения на процесс сварки взрывом) позволяет получать биметаллические соединения с прочностью сцепления равной или превышающей прочность подложки.

3. Модифицирующее воздействию ударных волн перед химико-термической обработкой, позволяет сократить время процесса цементации в 1, 5...2 раза.

4. Процессы сверхбыстрой кристаллизации позволяют получать сверхтвердые порошковые материалы, применение которых позволяет в 3...4 раза повысить твердость поверхностного слоя изделия.

5. Разработана технология взрывного упрочнения опорных поверхностей алюминиевых букс.

Список использованных источников: 1. Materials Science and Engineering – It Past and Its Future. M.C.Flemings in Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Vol. 26, No. 2, pages 93–100; 1986. 2. Palmour H., Lains W.D., Springs R.M. Recent trends in indastanding dynamic Compaction of powders // Internat.: Round Table Conference ondientering 5 / Proclodings of / Amstodam. Partoroz. – 1982. C.611–618. 3. Crossland A.B., Braithwaite B.M., Chapman H.E. Explosive Plugging Development of Nuclear Heat Exchangers // Welding and Fabrication in the Nuclear Industry. London. 1979. P. 297–303. 4. Schwars A. Theory for the Shock – Wave Consolidation of Powders // Acta Met. 1984. V. 32. № 8. P. 1243 – 1252.

Поступила в редколлегию 15.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Materials Science and Engineering – It Past and Its Future. M.C.Flemings in Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Vol. 26, No. 2, pages 93100; 1986. 2. Palmour H., Lains W.D., Springs R.M. Recent trends in indastanding dynamic Compaction of powders // Internat.: Round Table Conference ondientering 5 / Proclodings of / Amstodam. Partoroz. – 1982. C.611618. 3. Crossland A.B., Braithwaite B.M., Chapman H.E. Explosive Plugging Development of Nuclear Heat Exchangers // Welding and Fabrication in the Nuclear Industry. London. 1979. P. 297303. 4. Schwars A. Theory for the Shock Wave Consolidation of Powders // Acta Met. 1984. V. 32. № 8. P. 1243 1252.

Е.Н. Еремин, д-р техн. наук, Ю.О. Филиппов, Г.П. Румянцев, Омск, Россия

СТРУКТУРНЫЕ ИЗМЕНЕНИЯ В ЖАРОПРОЧНОМ НИКЕЛЕВОМ СПЛАВЕ ПРИ ЕГО МОДИФИЦИРОВАНИИ НАНОЧАСТИЦАМИ ТУГОПЛАВКИХ СОЕДИНЕНИЙ

Розглянуто вплив наночастинок карбонітриду титану на структуру й властивості жароміцного сплаву. Показано, що при модифікуванні усуваються зони транскристалізації в литому металі, різко зменшуються розміри дендритів, поліпшується морфологія й топографія зміцнюючих фаз, що спричиняє підвищену жароміцність металу й високу структурну стабільність і тривалу міцність сплаву.

Рассмотрено влияние наночастиц карбонитрида титана на структуру и свойства жаропрочного сплава. Показано, что при модифицировании устраняются зоны транскристаллизации в литом металле, резко уменьшаются размеры дендритов, улучшается морфология и топография упрочняющих фаз, что обуславливает повышенную жаропрочность металла и высокую структурную стабильность и длительную прочность сплава.

E.N. EREMIN, JU.O. FILIPPOV, G.P. RUMJANCEV

STRUCTURAL CHANGES IN THE HEAT RESISTING NICKEL ALLOY AT ITS MODIFYING NANOPARTICLE OF REFRACTORY CONNECTIONS

Influence of nanoparticles of titanium carbonitride on structure and properties of a heat resisting alloy is considered. It is shown that at modifying zones of transcrystallization in cast metal are eliminated, sizes of dendrites are abruptly decreased, the morphology and topography of phases is bettered what stipulates increased high-temperature strength of metal and high structural stability and continuous toughness of alloy.

Жаропрочные никелевые сплавы (ЖНС) широко используются в двигателестроении для изготовления литых лопаток газотурбинных двигателей (ГТД) и установок (ГТУ) различного назначения [1].

Увеличение ресурса работы ГТД и ГТУ в значительной мере сдерживается недостаточной долговечностью лопаток турбин. Сложившаяся ситуация вызывает необходимость интенсивного поиска новых путей получения ЖНС с повышенными характеристиками.

Весьма перспективным в этом отношении являются дисперсно-упрочненные материалы, в которых повышение прочностных и эксплуатационных характеристик создается за счет искусственно введенных тугоплавких высокодисперсных частиц. Широкие перспективы открываются при получении дисперсноупрочненных материалов методом литейной технологии с использованием объемного модифицирования металлического расплава [2, 3]. Однако, несмотря на очевидную перспективность литых модифицированных материалов, разработке технологии их получения уделяется недостаточное внимание.

Среди различных способов модифицирования наиболее эффективно суспензионное модифицирование, осуществляемое добавкой в жидкий металл

синтетических дисперсных частиц порошков некоторых тугоплавких веществ – инокуляторов [4]. Этот способ модифицирования обладает тем важным преимуществом, что размер, состав и количество частиц дисперсной фазы, вводимой в металл, могут быть легко заданы заранее, что служит предпосылкой получения стабильных результатов. В то же время, при его осуществлении возникает ряд проблем, связанных с низкой зародышеобразующей активностью частиц, обусловленной тем, что поверхность частиц порошков большинства тугоплавких веществ, пригодных для модифицирования сталей и сплавов, не обладает необходимыми адсорбционными свойствами по отношению к модифицируемому расплаву. Поэтому необходимо принимать меры по активированию частиц тугоплавких инокуляторов, в частности, за счет дополнительного ввода в расплав некоторых растворимых поверхностно-активных элементов – протекторов. В связи с этим, всё более широкое применение находит метод комплексного модифицирования сплавов инокуляторами и протекторами [2, 5, 6]. Однако, несмотря на очевидную перспективность литых модифицированных сплавов, изучению процессов, определяющих эксплуатационные характеристики никелевых сплавов, уделяется недостаточное внимание.

В связи с этим было проведено исследование влияния инокулирующего модифицирования на структуру, морфологию и топографию фаз сплава ЖС6У. Применяли модификатор, состоящий из частиц инокулятора и протектора, в качестве которых использовали порошки карбонитрида титана и титана с никелем [7]. Использовали порошки плазмохимического синтеза дисперсностью около 100 нм. Помол порошков производили на вибромельнице АГО-3 [8]. Введение частиц в жидкий металл осуществляли с помощью брикетов в виде таблеток диаметром 25-30 мм и толщиной 8-15 мм. Модификаторы готовили путем смешивания порошков с последующим прессованием смеси в таблетки и спеканием их в вакууме. Таблетки вводили в расплав за 1-2 минуты до окончания процесса плавки. Размеры таблеток были выбраны из условия достаточно быстрого растворения их в модифицирующем расплаве (30-60 с), а также из того соображения, что одна таблетка модификатора приходится на 10 кг обрабатываемого расплава.

Важными факторами, определяющими качество и служебные свойства жаропрочных сплавов, являются, состояние границ зерен, их величина, степень однородности и морфология и топография упрочняющих фаз [9].

Результаты исследования немодифицированного литого сплава показали, что макроструктура у него транскристаллическая, состоящая из крупных столбчатых кристаллов по периферии, в которых выявляется ликвационная химическая неоднородность и наличие пор (Рисунок 1, а).

Микроструктура литого немодифицированного металла состоит из дендритов, карбидов, интерметаллидов, частиц γ' -фазы и эвтектических фаз, располагающихся в межосных пространствах и вблизи границ зерен. Включения карбидов в виде каркасов сплошной скелетообразной формы, называе-

мых «китайским шрифтом», располагаются преимущественно по границам зерен и имеют очень большую протяженность (Рисунок 1, б). Карбиды подобной морфологии оказывают отрицательное влияние на свойства никелевых сплавов [10].

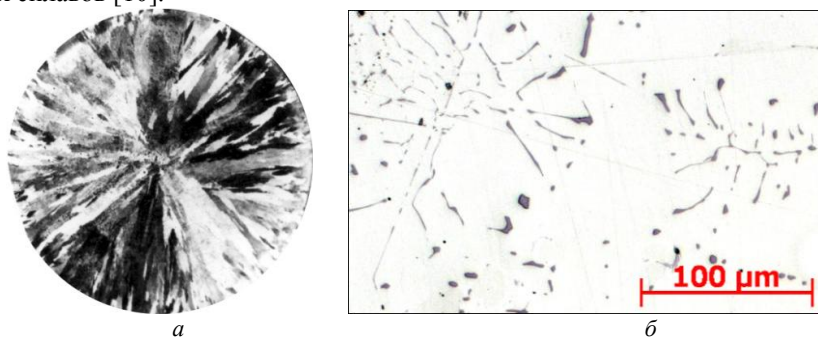


Рисунок 1 – Структура немодифицированного сплава ЖС6У: а – макроструктура; б – карбидная фаза

Введение в сплав 0,5 % модификатора приводит к существенному изменению как получаемой структуры, так и морфологии и топографии карбидной фазы (рисунок 2).

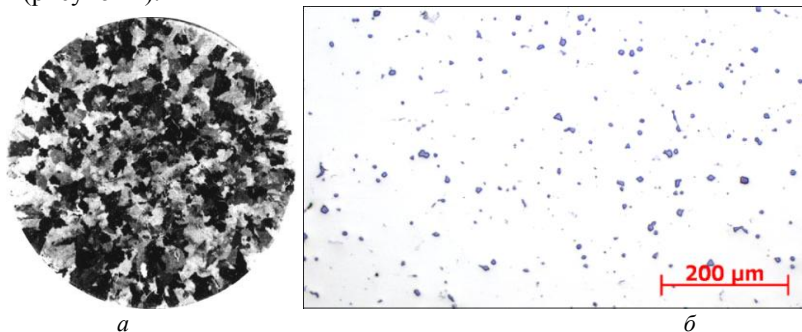


Рисунок 2 – Структура модифицированного сплава ЖС6У: а – макроструктура; б – карбидная фаза

При этом происходит резкое измельчение макрзерна, устраняется столбчатость зерен и разнотернистость. Дендритная структура литого металла тонкая и однородная по сечению слитка. Протяженность межзосных участков существенно сократилась, а эвтектической фазы становится значительно меньше. Карбиды приобретают компактную равноосную форму и равномерно распределены по объему зерна.

Характер расположения карбидов в матрице сплавов, показанный на рисунке 3, получен на растровом электронном микроскопе Carl Zeiss EVO50.

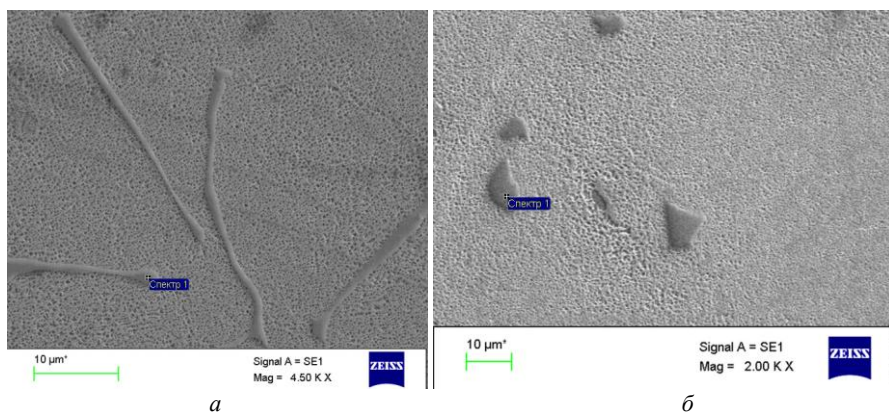


Рисунок 3 – Структура карбидов сплава: а – немодифицированного ($\times 4500$);
б – модифицированного ($\times 2000$)

Видно, что в немодифицированном сплаве карбиды протяженной формы достигают размеров в 50 мкм. В модифицированном сплаве карбиды компактной формы имеют размер 4-8 мкм. Для установления химического состава карбидов проведены исследования на микроанализаторе EDS X-Act (Oxford Instruments) (Рисунок 4).

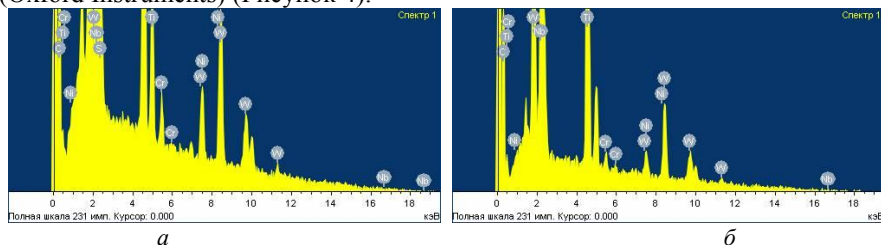


Рисунок 4 – Микроанализ карбидов немодифицированного (а) и модифицированного (б) сплавов

Данные спектров показывают, что в немодифицированном сплаве карбид содержит значительно большее количество углерода, что может свидетельствовать о более хрупкой карбидной фазе, и меньшее количество основных легирующих элементов, таких как титан, хром, ниобий и вольфрам, чем в модифицированном сплаве (Таблица 1). Большее содержание никеля в модифицированном сплаве может быть вызвано разложением игольчатого электронного луча (зонда) диаметром около 1 мкм в карбиде малого размера и рассеивание его с возбуждением первичного рентгеновского излучения, захватывая матрицу сплава.

Образование большого количества компактных карбидов можно объяснить увеличением степени переохлаждения расплава при введении в него модификатора, высокодисперсные частицы которого являясь центрами кристаллизации, повышают скорость охлаждения металла. Такая морфология и

топография карбидной фазы измельчают структуру и повышают химическую стабильность γ -матрицы, что должно оказывать благоприятное воздействие на длительную прочность сплава.

Таблица 1 – Химический состав карбидов

Элемент	Немодифицированный сплав		Модифицированный сплав	
	весовой %	атомный %	весовой %	атомный %
C	28,22	72,94	10,10	42,22
Ti	20,48	13,28	23,29	24,41
Cr	0,92	0,55	1,97	1,91
Ni	2,74	1,45	11,27	9,64
Nb	17,55	5,84	19,38	10,48
W	29,05	4,95	31,43	8,59

На свойства никелевых сплавов большое влияние оказывает дисперсионное упрочнение матрицы за счет выделения γ' -фазы кубической морфологии. Жаропрочность сплавов, упрочненных когерентными с матрицей выделениями упорядоченной γ' -фазы, зависит от состояния этой фазы, кинетики изменения структуры и в значительной степени определяется термодинамической устойчивостью системы ($\gamma+\gamma'$) [11]. В связи с этим провели электронно-микроскопические исследования на фольгах с использованием микроскопа ЭМВ-100Л. Идентификация фазового состава, определение размеров и объемной доли выделений проводились по микрофракционным картинам.

Исследования показали, что наблюдается сильная неоднородность дисперсности и морфологии частиц вторичной γ' -фазы, в масштабах дендритной ячейки литого немодифицированного сплава ЖС6У. В осях дендритов выделяются мелкие и регулярные по форме выделения γ' -фазы, частично треугольной формы, а в межосных пространствах – значительно более грубые частицы неправильной морфологии (Рисунок 5, а). Наряду с мелкими частицами (0,8 мкм) γ' -фазы наблюдаются крупные, скоагулированные выделения (свыше 4 мкм) по границам которых возникают и распространяются микротрещины. Вблизи карбидов заметна значительная коагуляция частиц γ' -фазы, имеющей округлую форму и хаотичное расположение в матрице. Такая структура металла обуславливает растворение γ' -фазы в γ -твердом растворе при высоких температурах, что приводит к разупрочнению сплава и понижению его жаропрочности [12].

Количество и морфология γ' -фазы в модифицированном сплаве значительно отличаются от таковых в немодифицированном. Модифицирование формирует более дискретные мелкодисперсные выделения γ' -фазы большей частью квадратной либо прямоугольной формы (Рисунок 5, б). При введении 0,01 % карбонитрида титана размер выделений γ' -фазы составляет 0,8-1,2 мкм, при 0,03 % тугоплавких частиц – 0,4-0,6 мкм. При дальнейшем увеличении концентрации тугоплавких частиц γ' -фаза достигает размеров в 0,2-0,3 мкм с большой плотностью упаковки в матрице. Выделения γ' -фазы выравниваются по размерам, их форма после длительных испытаний не изменяется и

располагаются они вдоль кристаллографических плоскостей с очень малым расстоянием между ними.

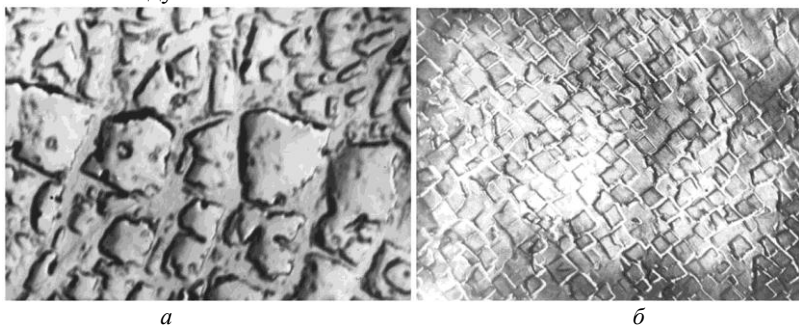


Рисунок 5 – Упрочняющая γ' -фаза ($\times 18000$) в немодифицированном (а) и модифицированном (б) сплавах

Для повышения термической стабильности сплавов необходимо иметь на границах зерен термодинамически стабильное фазовое состояние, что и достигается введением тугоплавких дисперсных частиц карбонитрида титана. В этом случае прочность определяется главным образом размером и распределением γ' -фазы. Это и подтверждают экспериментальные результаты, показавшие незначительное возрастание величины γ' -фазы в зависимости от времени выдержки при температуре испытания 950°C . Очевидно, ускоренный процесс растворения и коагуляции γ' -фазы в немодифицированном сплаве и приводит к снижению его прочностных свойств.

Ввод в расплав сплава частиц карбонитрида титана приводит к образованию малоугловых разориентировок между кристаллитами. Мелкие частицы γ' -фазы когерентны с матрицей и имеют кубоидную форму, что свидетельствует о резком торможении частицами рекристаллизационных процессов. Уменьшение угла разориентировки при вводе частиц приводит соответственно к уменьшению скорости диффузионных процессов [13], что в свою очередь оказывает существенное влияние на процесс формирования границ элементов структуры и субструктуры. Трансформация высокоугловых границ в малоугловые в результате модифицирования приводит к ощутимой утрате ими активности не только как мест образования центров рекристаллизации, но и как потенциальных мест образования карбидов. Прямым следствием торможения рекристаллизации в модифицированном сплаве является уменьшение среднего размера зерна.

Таким образом, структура модифицированного сплава состоит из двух когерентно связанных фаз: γ -твердого раствора и дисперсной γ' -фазы кубической формы, однородных по составу, размеру и морфологии как в осях так и в межосевых пространствах. Упрочняющая γ' -фаза в модифицированном сплаве имеет более высокие термическую стабильность и температуру полного растворения, чем в сплавах традиционного легирования. Такие изменения

сплава в процессе модифицирования обуславливают соответствующие изменения его механических и жаропрочных свойств.

Практическая реализация метода комплексного модифицирования жаропрочных сплавов в технологических процессах изготовления литых изделий может повысить долговечность лопаток турбин и обеспечит увеличение ресурса работы газотурбинных двигателей.

Список использованных источников: 1. Каблов Е. Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей (сплавы, технология, покрытия). – М.: МИСиС, 2001. – 632 с. 2. Предтеченский М.Р., Черепанов А.Н. и др. Плазмохимический синтез нанопорошков тугоплавких соединений и их применение для модифицирования конструкционных сталей и сплавов // Литейщик России. – 2010. – № 3. – С. 28-29. 3. Фаткулин О.Х., Офицеров А.А. Модифицирование жаропрочных никелевых сплавов дисперсными частицами тугоплавких соединений // Литейное производство. – 1993. – № 4. – С. 13-14. 4. Затоловский С.С. Суспензионная разливка. – Киев: Наук. думка, 1981. – 260 с. 5. Сабуров В.П. Упрочняющее модифицирование стали и сплавов // Литейное производство. – 1998. – № 9. – С. 7-8. 6. Еремин Е.Н. Применение модифицирования для повышения свойств кольцевых заготовок из азотосодержащих нержавеющей сталей, полученных способом ЦЭШЛ // Современная электрометаллургия. – 2006. – № 3. – С. 3-7. 7. Еремин Е.Н., Миннеханов Г.Н. и др. Исследование свойств порошка карбонитрида титана, полученного плазмохимическим синтезом // Омский научный вестник. – 2010. – № 1 (85). – С. 61-64. 8. Аввакумов Е.Г. Механические методы активации химических процессов // Новосибирск: Наука, 1986. – 304 с. 9. Логунов А. В., Петрушин Н.В. и др. Прогнозирование влияния структурных факторов на механические свойства жаропрочных сплавов // МитОМ. – 1981. – № 6. – С. 16-20. 10. Пигрова Г.Н., Левин Е.Е. Карбидные фазы в жаропрочных сплавах на никелевой основе // Физика металлов и металловедение. – 1972. – Т. 33. – Вып. 6. – С. 1297-1309. 11. Горностырьев Ю.Н., Бахтеева Н.Д. Роль внутренних напряжений в эволюции морфологии частиц γ' -фазы в никелевых сплавах при высокотемпературной ползучести // Физика металлов и металловедение. – 1993. – Т. 76. – Вып. 6. – С. 940-948. 12. Петрушин Н.В., Логунов А.В. и др. Структурная стабильность никелевых жаропрочных сплавов при высоких температурах // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1984. – № 5. – С. 39-83. 13. Бокштейн С.З. Диффузионные параметры границ зерен γ/γ' в сплаве на никелевой основе // ДАН СССР, 1980. – Т. 253. – №6. – С. 1337.

Поступила в редколлегию 15.06.2011

Bibliography (transliterated): 1. Kablov E. N. Liteye lopatki gazoturbinnykh dvigatelej (splavy, tehnologija, pokrytija). – M.: MISiS, 2001. – 632 s. 2. Predtechenskij M.R., Cherepanov A.N. i dr. Plazmohimicheskij sintez nanoporoshkov tugoplavkikh soedinenij i ih primenenie dlja modifizirovanija konstrukcionnyh stalej i splavov // Litejnik Rossii. – 2010. – № 3. – С. 28-29. 3. Fatkulin O.H., Oficerov A.A. Modifizirovanie zharoprochnyh nikelovykh splavov dispersnymi chasticami tugoplavkikh soedinenij // Litejnoe proizvodstvo. – 1993. – № 4. – С. 13-14. 4. Zatulovskij S.S. Suspenzionnaja razlivka. – Kiev: Nauk. dumka, 1981. – 260 s. 5. Saburov V.P. Uprochnjajuwee modifizirovanie stali i splavov // Litejnoe proizvodstvo. – 1998. – № 9. – С. 7-8. 6. Eremin E.N. Primenenie modifizirovanija dlja povysenija svojstv kol'cevych zagotovok iz azotosoderzhavix nerzhavejuxij stalej, poluchennyh sposobom CJeShL // Sovremennaja jelektrometallurgija. – 2006. – № 3. – С. 3-7. 7. Eremin E.N., Minnehanov G.N. i dr. Issledovanie svojstv poroshka karbonitrida titana, poluchennogo plazmohimicheskim sintezom // Omskij nauchnyj vestnik. – 2010. – № 1 (85). – С. 61-64. 8. Avvakumov E.G. Mehani-cheskie meto-dy aktivacii himicheskix processov // Novosibirsk: Nauka, 1986. – 304 s. 9. Logunov A. V., Pet-rushin N.V. i dr. Prognozirovanie vlijanija strukturnyx faktorov na mehanicheskie svojstva zharoprochnykh splavov // MitOM. – 1981. – № 6. – С. 16-20. 10. Pigrova G.N., Levin E.E. Karbidnye fazy v zharoprochnykh splavah na nikelovej osnove // Fizika metallov i metallovedenie. – 1972. – Т. 33. – Вып. 6. – С. 1297-1309. 11. Gornostyrjov Ju.N., Bahteeva N.D. Rol' vnutrennih naprjazhenij v jevolucii morfologii chastic γ' -fazy v nikelovykh splavah pri vysokotemperaturnoj polzuchesti // Fizika metallov i metallovedenie. – 1993. – Т. 76. – Вып. 6. – С. 940-948. 12. Petrushin N.V., Logunov A.V. i dr. Strukturnaja stabil'nost' nikelovykh zharoprochnykh splavov pri vysokih temperaturah // Metallovedenie i termicheskaja obrabotka metallov. – 1984. – № 5. – С. 39-83. 13. Bokshtejn S.Z. Diffuzionnye parametry granic zeren γ/γ' v splave na nikel-voj osnove // DAN SSSR, 1980. – Т. 253. – №6. – С. 1337.

Н.Г. Ефименко, д-р техн. наук, О.Ю. Атоженко, Харьков, Украина

МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ СТАЛИ 15X1M1ФЛ, ВЫПОЛНЕННЫХ СПОСОБОМ ПОПЕРЕЧНОЙ ГОРКИ

Досліджувались механічні властивості зварних з'єднань із сталі 15X1M1ФЛ після зварювання способом поперечної гірки без підігріву. Вказаний спосіб забезпечує високі показники міцності і пластичності високотемпературної ділянки ЗТВ і наплавленого металу. Характеристики пластичності однакові для зварних з'єднань, як без термічної обробки, так і з високим відпуском після зварювання. Отримані результати досліджень дають підставу рекомендувати відміну попереднього підігріву, а також термічної обробки вузлів після зварювання при використанні вказаного способу.

Ключові слова: сталь 15X1M1ФЛ, зварювання, крихке руйнування, відпуск, механічні властивості

Исследовались механические свойства сварных соединений из стали 15X1M1ФЛ после сварки способом поперечной горки без подогрева. Указанный способ обеспечивает высокие показатели прочности и пластичности высокотемпературной области ЗТВ и наплавленного металла. Характеристики пластичности одинаковые для сварочных соединений, как без термической обработки, так и с высоким отпуском после сварки. Полученные результаты исследований дают основания рекомендовать отмену предыдущего подогрева, а также термической обработки узлов после сварки при использовании указанного способа.

Ключевые слова: сталь 15X1M1ФЛ, сварка, хрупкое разрушение, отпуск, механические свойства

N.G. EFIMENKO, O.YU. ATOZHENKO

MECHANICAL PROPERTIES OF WELDED CONNECTIONS OF STEEL 15X1M1ФЛ, EXECUTED IN THE WAY OF THE CROSS-SECTION HILL

Mechanical properties of welded joints of 15X1M1ФЛ (Cr-M_n-V) steel after welding using the split pass method without heating were studied. After applying such a welding mode, strength and plasticity of the weld-adjacent zone and the weld bead were high. Plasticity characteristic were equal for welded joints both without heat treatment and with high-temperature tempering after welding. Impact elasticity of all zones at room temperature of testing decreases dramatically, but metal of the weld-adjacent zone resists harder to brittle failure which is proved by studying the fractures.

Key words: steel Cr-M_n-V, welding, mechanical properties, brittle failure tempering

Известны технологические способы сварки массивных толстостенных конструкций из низколегированных сталей с ограниченной свариваемостью, которые без предварительного подогрева и последующей термообработки обеспечивают высокую работоспособность и надежность изделий при эксплуатации [1,2]. К таким относится способ ручной многопроходной сварки поперечной горкой, при котором, благодаря автоподогреву, в сварном соединении обеспечивается структура без участков разупрочнения и охрупчивания [1, 3].

До настоящего времени остается актуальной проблема отмены предварительного и сопутствующего подогрева при сварке и заварке дефектов крупногабаритных литых конструкций энергетического оборудования, изготавливаемого из теплоустойчивой стали 15X1M1ФЛ. Известно [4], что подог-

рев сложно влияет на свариваемость сталей и может привести к дополнительному охрупчиванию металла шва и зоны термического влияния. Кроме того, проведение сварки с подогревом и последующей термообработкой требует дополнительных энергозатрат, а в производственных условиях их осуществление не всегда представляется возможным.

В данной работе изучали влияние способа сварки поперечной горкой на механические свойства сварных соединений из стали 15X1M1ФЛ, определяемые при стандартных испытаниях и характеризующие сопротивление разрушению при нормальных температурах.

Исследовали ремонтные заварки заготовок диаметром 120 мм, длиной ~ 300 мм, отлитые в заводских условиях и подвергнутые термической обработке (нормализации и отпуску при 720-750°C). Разделку металла под сварку выполняли механическим способом вдоль длины заготовок. Размеры разделки: глубина – 60 мм, ширина – 40 мм, длина – 120 мм. Заварку имитируемого дефекта производили ручным способом электродами ТМЛ-ЗУ типа Э09Х1МФ диаметром 4 мм без предварительного подогрева. Режим сварки: $I_{св}=160-170\text{A}$, $U_c=28\text{В}$. Толщина наплавляемых слоев ~ 4 мм.

После сварки одну из заготовок подвергали высокому отпуску при $t_n=720-750^\circ\text{C}$ согласно штатной технологии. Заготовки разрезались в поперечном направлении на темплеты для макроанализа и измерения твердости по НВ₅. При макроисследовании дефектов не выявлено, швы отличаются высокой сплошностью, ширина зоны термического влияния составляет 2,5-3,8 мм. Из этих темплетов, согласно схемы *рис.1*, вырезались заготовки для изготовления разрывных и ударных образцов. Прочностные и пластические характеристики различных зон сварных соединений определялись по известной методике при комнатной температуре. Ударная вязкость определялась при температурах от -20 до +350°C при испытании стандартных образцов с полукруглым надрезом (типа Менаже), вырезанных из различных участков сварных соединений.

Это дало возможность оценить влияние сварки способом поперечной горки без предварительного подогрева на свойства высокотемпературного участка зоны термического влияния (ЗТВ) и наплавленного металла (шва) и сравнить их со свойствами основного металла.

Установлено, что на уровне средней части шва значение твердости ЗТВ и наплавленного металла сварного соединения, не подвергавшегося отпуску после сварки, выше по сравнению с основным металлом (*рис.2*). Однако, ее максимальные значения не достигают допустимых показателей для стали 15X1M1ФЛ, свариваемой по принятой технологии [5,6]. Твердость всех зон сварного соединения, подвергавшегося отпуску, сильно снижается но остается выше твердости основного металла. Такое различие, очевидно, связано с тем, что при сварке способом поперечной горки металл ЗТВ и шва, находясь в напряженном состоянии, испытывает пластическую деформацию, в резуль-

тате которой происходит дислокационное упрочнение субструктуры зерен твердого раствора, сохраняющееся после высокого отпуска.

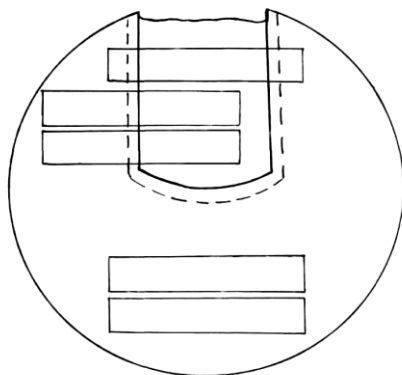


Рисунок 1 – Схема вырезки разрывных и ударных образцов из различных участков сварных соединений стали 15Х1М1ФЛ

Прочностные характеристики металла различных участков соединений, как без термообработки, так и с термообработкой (рис.3) превышают нормы, установленные РТМ для стали 15Х1М1ФЛ в нормализованном и отпущенном состоянии ($\sigma_b \leq 637$ МПа; $\sigma_{0,2} \leq 450$ МПа).

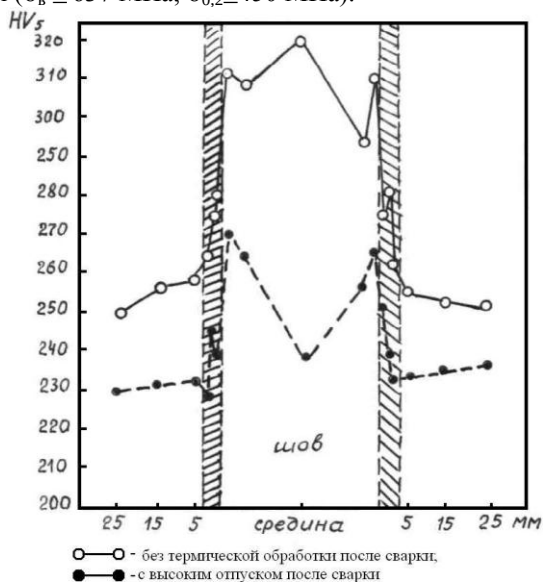


Рисунок 2 – Изменение твердости сварного соединения из стали 15Х1М1ФЛ после сварки на расстоянии 25 мм от поверхности шва

В сварном соединении без термической обработки уровень значений σ_B практически одинаков во всех зонах, несмотря на значительное повышение твердости в высокотемпературной области ЗТВ и в металле шва (см. рис.2); предел текучести $\sigma_{0,2}$ металла ЗТВ и шва несколько повышается по сравнению с основным металлом. После сварки и высокого отпуска значения σ_B и $\sigma_{0,2}$ металла всех зон снижаются (~ на 100 Н/мм^2), причем $\sigma_{0,2}$ основного металла и ЗТВ одинаковый, а металла шва значительно выше. Из приведенных данных следует, что после сварки без подогрева в ЗТВ и наплавленном металле происходит небольшое повышение прочностных характеристик по сравнению с основным металлом.

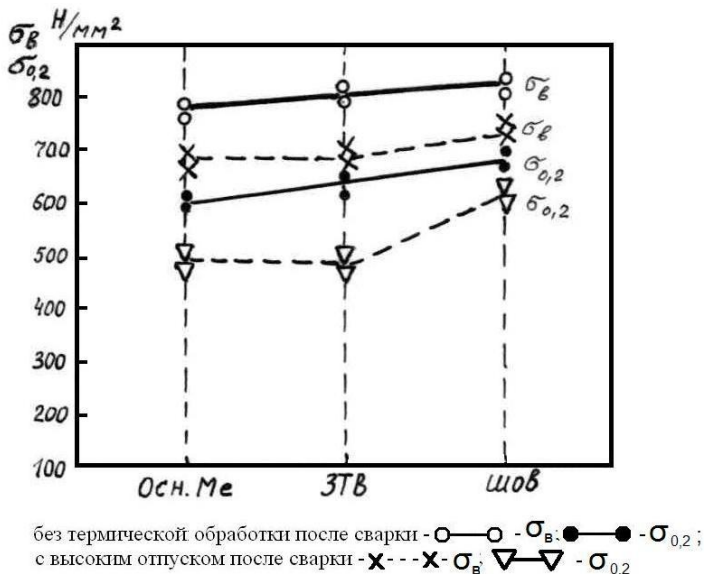
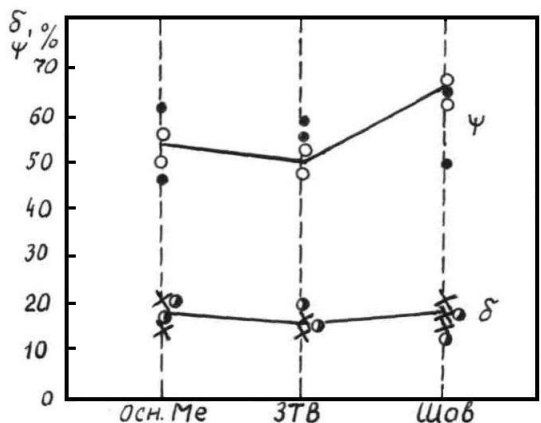


Рисунок 3 – Изменение прочностных свойств различных зон сварных соединений из стали 15Х1М1ФЛ

Относительное удлинение (δ) во всех зонах практически одинаково и соответствует уровню 18-20%, как для образцов без термической обработки после сварки, так и с высоким отпуском после сварки (рис.4). Относительное сужение (ψ) имеет высокие значения для всех зон (более 50%). Однако, наиболее высокие значения ψ имеет металл шва после сварки без термической обработки (68%). В основном металле и ЗТВ значения ψ несколько ниже. После высокого отпуска значения ψ в ЗТВ повышаются, а в основном и наплавленном металле наблюдается большой разброс его значений, что может быть признаком перехода от пластичного к хрупкому состоянию. [5].



без термической обработки после сварки - $\times$ - δ %, $\circ$ - ψ %;
с высоким отпуском после сварки - $\bullet$ - δ %, $\bullet$ - ψ %.

Рисунок 4 – Изменение пластических характеристик различных зон сварных соединений из стали 15X1M1ФЛ

При анализе результатов, полученных при испытаниях на ударный изгиб при $+20^{\circ}\text{C}$ металла всех исследуемых зон сварных соединений в состоянии как после сварки, так и после отпуска, установлено, что их абсолютные значения близки и невысокие (рис. 5 и 6). Такие уровни ударной вязкости получены и в работах [4,6]. Объясняется это тем, что переходная критическая температура хрупкости для теплоустойчивых сталей типа 15X1M1ФЛ находится выше $+20^{\circ}\text{C}$.

Отмечается тенденция повышения КСУ металла всех зон сварного соединения после высокого отпуска, однако в основном металле она остается более высокой. Это объясняется тем, что до сварки основной металл находится в отпущенном состоянии, а отпуск заготовок, проведенный после сварки, повышает его вязкость [6]. Значения ударной вязкости при $+20^{\circ}\text{C}$ металла высокотемпературной области ЗТВ и наплавленного металла, подвергнутых высокому отпуску, приближаются к значениям основного металла в исходном состоянии (КСУ наплавленного металла – $92 \frac{\text{Дж}}{\text{см}^2}$, ЗТВ – $105 \frac{\text{Дж}}{\text{см}^2}$, основного металла – $96 \frac{\text{Дж}}{\text{см}^2}$). Эти данные позволяют сделать вывод о том, что сварка способом поперечной горки не снижает сопротивление хрупкому разрушению в зоне термического влияния и шве по сравнению с основным металлом.

При изучении изломов ударных образцов было выявлено, что после испытания при $+20^{\circ}\text{C}$ в основном и наплавленном металле образуется 100% хрупкий излом, а в ЗТВ – смешанный с 30% вязкой составляющей (как в образцах без термообработки, так и с высоким отпуском). В образцах, испытанных при 0°C , в ЗТВ также образуется смешанный излом, но в образцах без

термической обработки больше вязкой составляющей (~ 20%), чем в образцах с высоким отпуском (~ 2% вязкой составляющей).

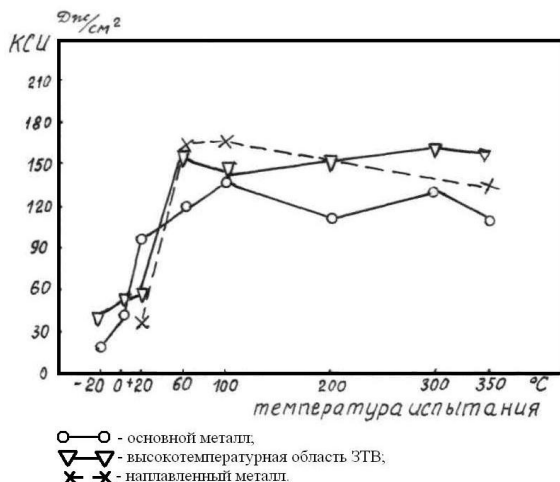


Рисунок 5 – Изменение ударной вязкости КСУ сварного соединения стали 15Х1М1ФЛ после сварки без последующей термообработки

Появление вязкой составляющей в изломах образцов металла высоко-температурной области ЗТВ указывает на формирование структуры с повышенным сопротивлением хрупкому разрушению в этом участке по сравнению с основным металлом, хотя КСУ его выше, чем ЗТВ. Такую особенность вязко-хрупкого разрушения можно объяснить тем, что при сварке способом поперечной горки этот участок испытывает значительные напряжения и пластические деформации в условиях постоянно меняющихся температур нагрева и охлаждения. При этом вследствие развития процессов динамической полигонизации и частичной рекристаллизации («in situ») создается измельченная субструктура аустенита, наследуемая образующимися при охлаждении продуктами распада (бейнитом, мартенситом) [7]. Такая структура обеспечивает высокую ударную вязкость при высокой прочности и повышает стойкость к образованию холодных трещин в околошовной зоне сварных соединений [8].

Следует также отметить, что при сварке способом поперечной горки обеспечивается автоподогрев, в результате чего металл шва и ЗТВ подвергаются самоотпуску, улучшающему их структуру и свойства до проведения послесварочного высокого отпуска.

Повышение температуры испытаний до +60°C приводит к резкому увеличению КСУ зон сварного соединения и основного металла до уровня 120-170 Дж/см², как в состоянии после сварки, так и после отпуска, за исключением металла шва абсолютное значение КСУ которого достигает 220 Дж/см² после

высокого отпуска. При температуре испытания $+100^{\circ}\text{C}$ значение КСУ отпущенного металла еще больше увеличивается, достигая $270 \frac{\text{Дж}}{\text{см}^2}$. Это объясняется тем, что в центре шва, при указанной широкой разделке, металл по химическому составу приближается к электродному, более качественному, нежели основной литой металл. Тенденция высокого уровня КСУ металла шва сохраняется и при испытании при $+350^{\circ}\text{C}$.

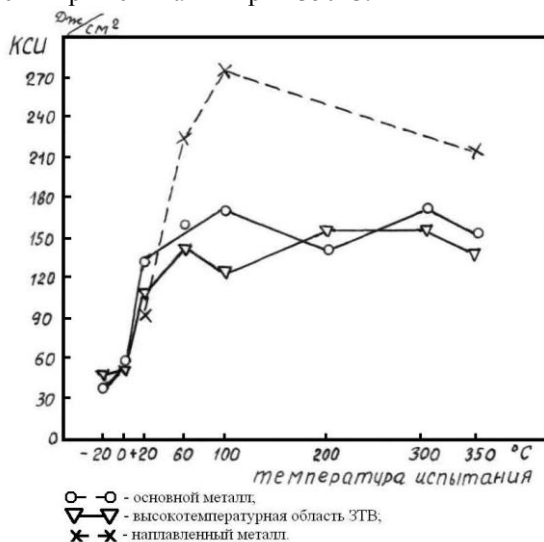


Рисунок 6 – Изменение ударной вязкости КСУ сварного соединения стали 15Х1М1ФЛ после сварки с последующим высоким отпуском

Повышение температуры испытаний включительно до $+350^{\circ}\text{C}$ стабилизирует уровень показателей КСУ основного металла и высокотемпературной области ЗТВ (рис.5 и 6). Вместе с тем КСУ высокотемпературной области ЗТВ в сварных соединениях без отпуска более высокая, чем в сварных соединениях, подвергавшихся после сварки высокому отпуску (рис.6).

Полученные закономерности создают предпосылки для вывода о том, что проведение высокого отпуска после сварки способом поперечной горки не оказывает заметного влияния на повышение сопротивления хрупкому разрушению в околосшовной зоне. Иначе ведет себя наплавленный металл, который после высокого отпуска имеет очень высокие значения КСУ, пониженную твердость в этой зоне (рис.2) и повышенную пластичность (рис.4). Совершенно очевидно, что послесварочный высокий отпуск оказывает заметно влияет на структурные превращения в наплавленном металле, уменьшая его склонность к хрупким разрушениям.

Выводы

1. После сварки стали 15Х1М1ФЛ, выполненной способом поперечной горки, прочностные и пластические свойства в зоне термического влияния

находятся на высоком уровне и не отличаются от свойств основного металла, хотя его твердость значительно ниже, как после сварки без термической обработки, так и с высоким отпуском.

2. Наибольшее сопротивление хрупкому разрушению при $+20^{\circ}\text{C}$ имеет металл околосварной зоны, свидетельством чего в изломах образцов с надразом в высокотемпературной области ЗТВ присутствует 30% вязкой составляющей, а в образцах других участков вязкой составляющей не обнаружено.

3. В сварных соединениях, полученных с применением способа поперечной горки, существенных различий вязкопластических свойств металла высокотемпературной области ЗТВ с послесварочным высоким отпуском и без него не установлено, что, очевидно, связано с автоподогревом и с процессами термодформационного упрочнения. Однако, высокий отпуск соединений после сварки существенно улучшает свойства наплавленного металла, что подтверждает целесообразность его проведения.

Список использованных источников: 1 Синадский С.Е. Автоподогрев и автотермообработка при сварке поперечной горкой / С.Е. Синадский, В.И. Панов // Сварочное производство. – 1985. - №11. – С. 3-5. 2 Панов В.И. Универсальная методика ремонтной сварки крупногабаритных конструкций тяжелого машиностроения / В.И. Панов // Сварочное производство. – 2007. - №4. – С. 11-17. 3 Ефименко Н.Г. А.с. 1816595 СССР, А1 В23 К9/16. Способ многопроходной сварки // Н.Г. Ефименко, М.В. Орлов, Н.Е. Леверберг, Н.П. Воличенко. СССР. - №4902660/08. – Заявлено 30.10.90. – Опубл. 23.05.93. – Бюл. №19. 4 Козлов Р.А. Сварка теплоустойчивых сталей / Р.А. Козлов. – Л.: Машиностроение, 1986. – 160 с. 5 Леверберг Н.Е. Влияние отпуска на свойства металла зоны термического влияния сталей 15Х1М1ФЛ, 15Х3М1ФЛ и 25Х2НМФА / Н.Е. Леверберг, С.И. Герман, О.П. Фомина, Е.М. Нетеса // Технология и организация производства. – 1983. - №2. – С.42-44. 6 Герман С.И. Электродуговая сварка теплоустойчивых сталей перлитного класса / С.И. Герман. – М.: Машиностроение, 1972.–200 с. 7 Бернштейн М.Л. Прочность стали / М.Л. Бернштейн. – М.: Металлургия, 1974. – 200 с. 8 Анохов А.Е. Работоспособность литых корпусов из стали 20ХМФЛ, отремонтированных перлитными электродами без термообработки / А.Е. Анохов, Ф.А. Хромченко, И.В. Федина, И.Н. Ворновицкий, А.С. Позднякова // Сварочное производство. – 1985. - №3. – С.17-19.

Надійшла до редакції 15.03.2011

Bibliography (transliterated): 1 Sinadskij S.E. Avtopodogrev i avtotermodobrabotka pri svarke poperechnoj gorkoj / S.E. Sinadskij, V.I. Panov // Svarochnoe proizvodstvo. – 1985. - №11. – С. 3-5. 2 Panov V.I. Universal'naja metodika remontoj svarki krupnogabaritnyh konstrukcij tjazhelogo mashinostroenija / V.I. Panov // Svarochnoe proizvodstvo. – 2007. - №4. – С. 11-17. 3 Efimenko N.G. A.s. 1816595 SSSR, A1 V23 K9/16. Sposob mnogoprohodnoj svarki // N.G. Efimenko, M.V. Orlov, N.E. Levenberg, N.P. Volichenko. SSSR. - №4902660/08. – Zajavleno 30.10.90. – Opubl. 23.05.93. – Bjul. №19. 4 Kozlov R.A. Svarka teploustojchivyh stalej / R.A. Kozlov. – L.: Mashinostroenie, 1986. – 160 s. 5 Levenberg N.E. Vlijanie otpuska na svojstva metalla zony termicheskogo vlijanija stalej 15H1M1FL, 15H3M1FL i 25H2NMFA / N.E. Levenberg, S.I. German, O.P. Fomina, E.M. Netesa // Tehnologija i organizacija proizvodstva. – 1983. - №2. – С.42-44. 6 German S.I. Elektrodugovaja svarka teploustojchivyh stalej perlitnogo klassa / S.I. German. – М.: Mashinostroenie, 1972.–200 s. 7 Bernshtejn M.L. Prochnost' stali / M.L. Bernshtejn. – М.: Metallurgija, 1974. – 200 s. 8 Anohov A.E. Rabotosposobnost' lityh korpusov iz stali 20HMFL, otremonirovannyh perlitnymi jelektrodami bez termoodrabotki / A.E. Anohov, F.A. Hromchenko, I.V. Fedina, I.N. Vornovickij, A.S. Pozdnjakova // Svarochnoe proizvodstvo. – 1985. - №3. – С.17-19.

B. Illés, Dr., prof., Miskolc, Hungary

DIE LOGISTIK IN UNGARN

Б. ИЛЛЕШ

ЛОГІСТИКА В УГОРЩИНІ

У статті викладаються принципи питання логістики в межах Угорщини, і в міжнародному масштабі. Наведено основні відомості, особливості й шляхи розвитку логістики.

В статье излагаются принципиальные вопросы логистики в пределах Венгрии, и в международном масштабе. Приведены основные сведения, особенности и пути развития логистики.

In article questions of principle of logistics within the limits of Hungary, and internationally are stated. The basic data, features and ways of development of logistics are resulted.

Einführung

Ungarn erkannte in den vergangenen Jahren, dass der Logistik bei der Gestaltung der internationalen Wettbewerbsfähigkeit eine bedeutende Rolle zukommt. Die logistischen Dienstleistungen, die logistischen Netze sichern den Betrieben, dass die Versorgung mit Grundmaterialien sowie die Verteilung der Fertigwaren auf dem Markt schnell und kostengünstig vonstatten gehen. Zwischen den Ländern Mittel- und Osteuropas verschärft sich der Wettbewerb auf dem Gebiet der logistischen Investitionen. Aufgrund der geografischen Lage verfügt Ungarn über zahlreiche Vorteile, um sich als eines der europäischen Zentren für die logistische Dienstleistung zu etablieren.

Die wirtschaftliche und gesellschaftliche Entwicklung Ungarns wird vor allem dadurch bestimmt, wie es innerhalb der Europäischen Union gelingen wird, eine wettbewerbsfähige Position einzunehmen. Für diese Position ist das ein Grundelement ein wettbewerbsfähiger logistischer Hintergrund. In Ungarn kann man auf dem Gebiet der Logistik die folgenden Hauptentwicklungstrends bestimmen.

- Entwicklung der Infrastruktur für die verschiedenen Verkehrskategorien,
- Entwicklung der logistischen Systeme für die netzwerkartig arbeitenden Produktions-, sowie Dienstleistungs- als auch Recyclingsysteme,
- Die Einführung der modernen Warenidentifikationstechnik in den Log-Prozess, die Aneignung der dienstleistungsorientierten Administration bei der logistischen Tätigkeit,
- Die Gestaltung der Struktur für die logistische Lehre und Bildung unter Beachtung der Marktanforderungen.

Entwicklungstrend bei der Infrastruktur der Verkehrskategorien

Die Grundprinzipien der Entwicklungen kann man wie folgt zusammenfassen:

- Die Rolle des Staates erfolgt dort, wo es unter Beachtung der wirtschaftlichen und gesellschaftlichen Interessen im weiten Sinne möglich ist;

Die ungarischen Elemente des Trans-Europäischen Verkehrsnetzes und die logistischen Wirkungskreise



- Bei den mehrheitlich in Staatsbesitz befindlichen Gesellschaften bedeutet die Einbeziehung von Kapital eine teilweise Privatisierung;
- Zur Einwicklung des öffentlichen Verkehrsnetzes werden, um die Haushaltsbelastungen zu mindern, Konstruktionen der gemischten Finanzierung genutzt;
- Die bei der Benutzung auftretenden Kosten werden zunehmend auf die Nutzer umgelegt.

Die Aufgaben der Verkehrspolitik sollten sein:

- Voranbringen einer dauerhaften wirtschaftlichen Entwicklung
- Verbesserung der Lebensqualität
- mit Sicherung einer aufrechterhaltbaren Mobilität .

Die Situation bei den öffentlichen Verkehrskategorien

Die spezifische Dichte der ungarischen Autobahnen und Schnellstraßen ist ein Viertel des Durchschnittswertes der Europäischen Union. Während die Dichte des gesamten Straßennetzes nicht unter dem Durchschnitt der Union bleibt, dagegen entspricht der Zustand, die Qualität, die Belastbarkeit nicht den gegenwärtigen Verkehrsansprüchen. Von den in den vergangenen Jahren über einen langen Abschnitt angehäuften Rückständen für Erhaltungen von mehreren zehn Milliarden konnten nur zu einem Bruchteil abgedeckt werden. Von den Brücken im öffentlichen Straßennetz müssen innerhalb von zehn Jahren ca. 30% erneuert werden.

Die Situation bei der Verkehrskategorie Eisenbahn

Untersucht man die Situation des ungarischen Eisenbahn seit dem Beitritt zur Europäischen Union, so muss festgestellt werden, dass sowohl durch den Zustand des Schienenstranges als auch des Fahrzeugparks ein wirtschaftliches und im Vergleich zur Straße bzw. zu den Rivalen der Union ein wettbewerbsfähiges Betreiben sehr erschwert wird. Mit einem annähernd 7800 km langen Schieneweg des öffentlichen Landesnetzes – wobei davon nur 3000 km Hauptstrecke sind – übertrifft sie in der Dichte den europäischen Durchschnitt, aber in der Qualität (zweigleisig, Verhältnis der elektrifizierte Strecken sowie die zulässige Geschwindigkeit) bleibt sie hinter dem Unionsdurchschnitt zurück.

Durch das Ausbleiben der Wartungs- und Erneuerungsarbeiten kann der Zugverkehr auf mehr als der Hälfte des Gleisnetzes nur mit Geschwindigkeitsbegrenzungen aufrecht erhalten werden. Der überwiegende Teil an Schienenfahrzeugen ist veraltet, ihr technischer Zustand sowie die Zusammensetzung entspricht nicht mehr den heutigen Ansprüchen. Nur für den Wagenpark, der am internationalen Verkehr teilnimmt (EuroCity), sowie der auf den Strecken zwischen Budapest und den größeren Komitatshauptstädten verkehrende InterCity-Züge, konnte in den vergangenen Jahren Fahrzeuge angeschafft werden.

Die Situation der Verkehrskategorie Binnenschifffahrt

Die Donau (die gleichzeitig auch der Verkehrskorridor VII. Europas ist) ist Europas bedeutendste Achse der Binnenschifffahrt, der Donau-Rhein-Main Wasserstraße, und sie ist im Ost-West-Verkehr eine Verkehrsader ersten Ranges. Unseere Wasserstraßen und Häfen entsprechen jedoch nicht immer den europäischen Normen, wodurch sich die Wirtschaftlichkeit der Schifffahrt verschlechtert.

Die Donau verfügt im Abschnitt oberhalb Budapests für einen Großteil des Jahres nicht über eine ausreichende Wassertiefe für den Verkehr der auf Europas Wasserstraßen üblichen Schiffstypen. Weiterhin stehen nicht ausreichend genug, gute Verkehrsanbindungen mit modernen Bedienanlage in den öffentlichen Verkehrshäfen zur Verfügung.

Die Situation im Flugverkehr

Die geografische Lage Ungarns ermöglicht es auf lange Sicht, einen internationalen Flugplatz zu gestalten, um die Versorgung einer Sammel-Verteil- (so genannte hub) Funktion zu übernehmen.

Neben den traditionellen Verkehrskategorien gelangt im logistischen Bereich in Ungarn immer mehr das kombinierte Fuhrwesen in den Vordergrund. Der kombinierte Warentransport hat, da er den Straßenverkehr auf die Schiene bzw. auf den Wasserweg (den umweltschonenden Verkehrsarten voran helfen) verlegt, eine wichtige verkehrspolitische Aufgabe. Die speziellen Fördermittel für Schiene, Wasser und Straße erfordern extra dazu ausgebaute Umschlagplätze und Umschlaganlagen, wodurch sich höhere Kosten als beim normalen Straßentransport ergeben. Damit diese Transportart trotz ihrer höheren Kosten auch in Anspruch genommen wird, entwickeln die EU-Mitgliedsstaaten Zuwendungen (für die Bahn-

Schiffahrts- und Hafengesellschaften), Steuervergünstigungen, Freistellung von den notwendigen Genehmigungen für die am internationalen Transitverkehr teilnehmenden Fahrzeuge innerhalb einer bestimmten Entfernung, Möglichkeiten der Kabotage, sowie unter bestimmten Fällen eine Betriebsunterstützung zu geben.

In den Kreisen des kombinierten Warentransportes sollen die Rechtsnormen der Gemeinschaft mit ihren Vergünstigungen, mit den Möglichkeiten der staatlichen Unterstützung die Verbreitung dieser Transportform stimulieren. Die heimischen Regelungen und Praxis harmonisieren damit im großen Umfang, neben Kraftfahrzeugsteuervergünstigungen wurden die teilnehmenden Fahrzeuge am kombinierten Warentransport vom Fahreinschränkung der schweren Lastkraftwagen am Wochenende befreit.

Der Entwicklung des kombinierten Warentransportes stehen im Interesse des Umweltschutzes, die sowohl mit den heimischen als auch mit denen der Union übereinstimmen, wodurch eine kraftvolle Entwicklung notwendig ist.

Nach einer kurzen Übersicht über die Situation der Verkehrsinfrastruktur werde ich in einigen Punkten für die kommenden 5-7 Jahre bezüglich der Hauptverkehrsarten die Themengebiete der zu erwartenden Entwicklungen aufzeigen.

- Die Gestaltung des Verkehrskorridors von Nord nach Süd der über Westtransdanubien führt, unter der besonderen Beachtung der Schnellstraßen M9 und M86 , sowie der Entwicklung des über Sopron-Szombathely führenden Schienenstranges Wien-Graz
- Entwicklung des Netzes der logistischen Dienstleistungszentren sowie der Terminals für den modernen kombinierten Transport, wodurch ermöglicht wird, dass sich der Anteil der umweltschonenden Warentransporte erhöht
- Für den ungarischen Donauabschnitt — mit internationalem Zusammenschluss — wird eine entsprechende Wasserstrasse sowie die Infrastruktur der Verkehrshäfen des Landes entwickelt
- Entwicklung der regional bedeutenden internationalen Flughäfen
- Weiterentwicklung des Luftverkehrsservices, Erhöhung der Luftraumsicherheit, Integration der Luftleitsystem und Harmonisierung mit den europäischen Verfahrenen
- Schaffung eines den Bedürfnissen und den Anforderungen entsprechenden, modernen Fahrzeugpark (einschließlich des Bedarfs an Barrierefreiheit)
- Anwendung von intelligenten Verkehrssystemen zur Sicherung einer flexiblen Auslastung der Verkehrsbahnen und Dienstleistungen
- Erweiterung der Kapazität und der Dienstleistungen des Budapest Ferihegy Nemzetközi Repülőtér (BFNR) /Internationaler Flughafen Budapest Ferihegy/.

Die Rolle der logistischen Zentren in Ungarn, netzwerkartig arbeitende logistische Systeme

Die grundlegende Aufgabe eines logistischen Dienstleistungszentrums ist, den Unternehmen zu ermöglichen, dass sie die logistischen Dienstleistungen in Anspruch nehmen. Das ist keine reine Bereitstellung von Transportmitteln, die sich bei

der Bewältigung Transportaufgaben ergeben, sondern beinhaltet bedingt durch die logistische Vermittlung auch die direkte oder indirekte Verbindung zu den Dienstleistungen. Heute stehen nicht nur Banken, Post und andere Dienstleister zur Verfügung, sondern allgemein von der Produktionsvorbereitung, über die komplette Lagerungsdienstleistung bis hin zur Inanspruchnahme des Informatikservices.

Die logistischen Zentren besitzen eine breit gefächerte Palette von konzipierten und verwirklichten Dienstleistungen, wobei die Zentren in der Region sich zentral niederließen, womit sie dafür geeignet sind, um im wirtschaftlichen Leben der Region die Hauptorganisatoren, der Wirtschaftsmotor, zu werden.

Für die Klein- und Mittelständischen Unternehmen ist es eine Existenzfrage, dass diese flexible arbeitenden System, Dienstleistungen ausgebaut werden, denn dadurch werden sie für den Markt wettbewerbsfähiger gemacht. Eine Art dafür ist die starke Segmentierung, in deren Verlauf man sich auf die Anforderungen eines solchen Marktsegmentes konzentriert, auf dem keine oder nur beschränkt unseren Ansprüche entsprechende Dienstleistungen, Produkte vorhanden sind, oder wir müssen uns nach solchen Lösungen umschauen, wodurch wir in die Lage versetzt werden, mittels effektiver Lösungsanwendungen für die Entwicklung die möglichst großen Summen einsetzen können, um das Niveau der Dienstleistungen bzw. der Produkte verbessern können, oder das Unternehmen muss sich der „Mengenerhöhung“, der Ausdehnung zuwenden.

Die logistischen Zentren sind geeignet dafür, dass die Unternehmen ohne Investitionen, nur die ständige Ausnutzung, wobei die Höhe der materiellen Belastungen entsprechend der in Anspruch genommenen Dienstleistung gesichert wird.

Die andere wichtige Rolle der logistischen Zentren besteht in der zusammenfassenden Integration der logistischen Dezentren, der Industrieparks der Region. Die logistischen Zentren sind geeignet, die Verknüpfung der verschiedenen Transportmethoden zu organisieren oder den Industrieparks Hilfe zu gewähren oder den logistischen Dezentren beim logistischen Service zu unterstützen.

Damit die logistischen Zentren all diese Aufgaben versehen können, ist auf alle Fälle die geschäftliche Kommunikation mit den Industrieparks, mit den logistischen Dezentren bzw. untereinander notwendig. Besonders wichtig ist die Zusammenarbeit, wenn das Management der logistischen Zentren die Zukunft der Unternehmen nicht nur der Nutzung der verfügbaren Grundfläche sieht.

Grundlegend erfolgt der Entwicklungsunterstützung anhand der funktionell bestimmten Eingriffspunkte durch Programme, deren Entwicklung auf Regierungsebene angesiedelt ist. Dies fügt sich in die Verkehrspolitik ein, d.h. die intermodalen Lösungen der Transportlogistik — belegbar, abrechenbar — gelangen in Bewegung, aber gleichzeitig werden damit effektive Marktinitiativen für die Partnerfinanzierung in Form von Ausschreibungssystemen angeregt. Die Unterstützung solcher Projekte ist begründet, wo durch eine starke Unternehmensverpflichtung gegeben ist, die Marktperspektiven bestätigt sind, sowie die notwendigen Eigenmittel, um die Ergebnisse aufrecht zu erhalten, garantiert sind. Dabei genießen solche Ini-

tiativen einen Vorteil, wo sich die geschäftliche Lebensfähigkeit schon nachdrücklich bestätigte. Darüber hinaus sind die unmittelbaren Verkehrsentwicklungsvorhaben vorrangig zu behandeln, sowie die Projekte, die für die in den Gebietsstrukturen entlang der EU-Grenzen hervorgehoben, festen logistischen Regionen zu realisieren sind.

Für die logistischen Dienstleistungen interessieren sich in erster Linie die multinationalen, sowie die heimischen Unternehmen, die etwas größer als die mittelständischen sind;

- Diejenigen, bei denen die Produktions- und Verteilungsstruktur sehr weit aus-
einandergestreut sind, an mehreren Standorten tätig sind, oder mit einer breiten
Flächendeckung bringen sie ihre Waren zum Käufer.
- Außer der Grundtätigkeit des Zulieferers ist alles andere was zur Produktion
und zur Warenverteilung notwendig ist, wozu ein äußerer Dienstleister (Auto-
mobilhersteller, internationale Zulieferfirmen für Elektronik) in der Summe eine
2PL - Second Party Logistics – und die 3PL - Third Party Logistics: als
Drittpartner geleistete sonstige Tätigkeit, wie Zulieferung, Kommissionie-
rung),
- In der Rolle als Koordinator, Integrator stoßen die 4PL Dienstleister hinzu, mit
praktischer und Informatikunterstützung, mit der Gestaltung einer langfristigen
Partnerschaftsbeziehung.

In der heimischen Logistik wird die Rolle des Outsourcing in der nachfolgen-
den Zeit immer stärker zunehmen. Eine charakteristische Tendenz ist, dass die sich
dem traditionellen Transport, der Spedition verschriebenen Firmen, zunehmend zu
3PL-Dienstleister werden.

Merkmale der logistischen Dienstleistungen seitens der Einnahmen

- Im FMCG-Sektor, d.h. die schnell drehenden Verbrauchsgüter),
- Weniger Waren bedingen einer häufigen Lieferung, neben veränderlichen
Herstellungs- und Verbraucherdaten.
- Gegenüber dem Outsourcing setzen sich gewisse „Inhousing“ Tendenzen
durch
- Es wächst der Bedarf an komplex logistischen Dienstleistungen. Gegenüber
der so genannten 3PL logistischen Dienstleistung erhält die 4PL komplexe
Dienstleistung den Vorrang,– die Versorgungskette beinhaltet gewisse Ele-
mente von der Beschaffung bis zur Verteilung.
- Die umweltbewusste Unternehmenshaltung und deren Praktizierung in der
logistischen Strategie, bzw. die Elemente der inversen Logistik,

Merkmale der logistischen Dienstleistungen seitens des Angebotes:

- In der Produktion ist die integrierte, so genannte schwere Logistik – große
Mengen an Warentransport (gilt für die Masse einer gegebenen Ware, bzw. für
die Warenmenge), die verhältnismäßig längere Transportdauer, relative Kom-
plexität der notwendigen Infrastruktur für die Dienstleistung (mit entsprechen-

den Servicegeräten ausgestattete Lagerbasis, Verteilzentralen, die entsprechend belastbare Verkehrsstruktur),

- Leichte Logistik – CEP (Bote – Express – Paket) inhouse (im Hause) logistische Dienstleistung

Es ist zweckmäßig die Industrieparks und die logistischen Zentralen im Rahmen eines gemeinsamen Programms bezüglich der realen Tätigkeit zu unterstützen.

Unabdingbar notwendig sind die **telekommunikativen Investitionen**, der Ausbau der Fernsprechverbindungen sowie der rechnergestützten Satellitenverbindung.

Der hohe zugegebene Wert ist:

- Die Kommissionierung, das Umpacken, die Etikettierung, die Durchlaufbehandlung, die Warenvorbereitung,
- Die inverse Logistik, die Logistik (Reparatur, Wartung, Kundendienst) nach dem Verkauf, logistische Informationssysteme, logistischer Informationsdienst,

wodurch die Dienstleistungen die Schaffung einer wahrhaften Hintergrundindustrie bedürfen.

Die landesweiten logistischen Zentren werden auf Kombiterminals aufgebaut, sie sind an den internationalen Transitkorridoren, deren Gebiete durch einen bedeutenden Warenstrom im Transit, Export, Import ausgezeichnet werden, zu finden.

Da die Distanzen im internationalen Transport der logistischen Servicezentralen de 4-5000 Kilometer häufig übersteigen, damit wird die Bahn gegenüber der Straße schon konkurrenzfähig, somit werden die im Wirkungskreis der logistischen Zentren (kommen aus den regionalen Zentren, den Industrieparks, den landwirtschaftlichen Betrieben) per Straße gesammelt und dann per Schiene versendet.

Wo allerdings kein entsprechendes wirtschaftliches Umfeld existiert, oder keine gebührende Absicht der Unternehmer vorliegt, ist die Errichtung eines logistischen Zentrums fraglich.

Die logistische Tätigkeiten werden durch die verschiedensten logistischen Dienstleistungen über eine netzwerkartige Zusammenarbeit realisiert. In Ungarn lassen sich die logistischen Zentren in 3 Gruppen einteilen:

- Regionalspezifische logistische Zentren,
- Logistische Basen,
- Regionale Zentren.

Die Aufgabe **der regionalspezifischen logistischen Zentren** ist es, dass sie den im Einzugsbereich liegenden Unternehmen solche Dienstleistungen anbieten, so dass es ihnen möglich ist, flexibler zu arbeiten und sich besser in die wirtschaftlichen Prozesse einzubringen. Das bietet insbesondere den klein- und mittelständischen Unternehmen die Möglichkeit dem Anforderungssystem zu entsprechen, bzw. netzwerkartig zusammenzuarbeiten.

Für diese Zentren ist charakteristisch, dass sie ausschließlich auf Anregung der Unternehmen zustande kommen. Dies kann eine Garantie dafür sein, dass sowohl die Gründung als auch das Betreiben rentabel ist.

Die logistischen Basen ist durch je einen logistischen Dienstleister realisierter Standort, wo die Bedürfnisse an logistischen Tätigkeiten von einem oder mehreren Auftraggeber durchgeführt werden. Für sie ist charakteristisch, dass sie vor allem die Versorgung bzw. die Distributionsaufgaben für Großbetriebe übernehmen. Es sind meisten kapitalstarke, multinationale Firmen, für die eine Investitionsunterstützung unbegründet ist.

Die regionalen Distributionszentren ist die in Ungarn von je einer multinationalen Firma errichtete Basis, von der aus die Warenverteilung in die Länder erfolgt, die in unserer Umgebung liegen. In diesen Zentren erfolgt die Warensammlung und –Verteilung, sowie die damit verbundenen logistischen Tätigkeiten (Lagerung, Kommissionierung, Finishing) durchgeführt. Diese Distributionszentren können sich in den Landes-, regionalen Logistikzentren niederlassen oder sie realisieren sich selbständig. Sie spielen deshalb eine so wichtige Rolle, da über die Transportaufgaben hinaus gehend vor der Verteilung eine Wert erhöhende Maßnahmen durchgeführt werden, die mit den Zielen des internationalen Warentransportes in Verbindung stehen.

Die logistischen Dienstleistungen basieren zunehmend auf der Internet-technologie. Ein Ergebnis davon ist die Gestaltung virtuelle Unternehmen mit einer Funktion bezüglich der logistischen Verbindung.

Die regionale Konzentration der physikalischen Distributionselemente kann über solche Verteilzentren beobachtet werden, wobei der segmentierte Service des Kunden (Verbrauchers) bei den erreichbar kleinsten Kosten gesichert werden kann.

Die Gestaltung der Lehr- und Ausbildungsstruktur der Logistik unter Beachtung der Marktbedürfnisse

Obwohl die Infrastruktur für den Transport das Rückgrat der Logistik darstellt, sind für die erfolgreiche Logistik auch die Kenntnisse und Verständnis für das Management der Wertketten, für die Lagerung und Distribution, für die moderne IT-Technologie und für sonstige technologische Antriebe notwendig.

Ähnlich zu anderen Sektoren ist es auch in der Logistik die Qualität der Humanressourcen als logistische Operatoren, als auch für das die Dienstleistung in Anspruch nehmende Unternehmen eine Schlüsselfrage. Durch das gemeinsame Wirken von Entwicklung der gegenwärtigen logistischen Lehre, von der Fachausbildung, sowie von der ständigen Unterstützung der diversifizierten logistischen Paneelen wird die Heranbildung der neuen logistischen Fachgarde beigetragen, womit die Wettbewerbsfähigkeit dieses Sektors verstärkt wird.

Der Anstieg in der Zusammensetzung der Waren und der Technologie bedingt heute schon beim einfachsten logistischen Prozess (z.B. Lagerung, Sammeln) eine stetig entwickelte fachliche Bildung und Kenntnis. Neben der relativ hohen logistischen Ausbildung an Hochschule und Universität ist mit einer logistischen Fach-

ausbildung an den Mittelschulen überlegenswert, z.B. Gründung einer Berufsschule ausgesprochen nur für Logistik. Die Gründung einer solchen Einrichtung ist durch die Suche an ausgebildeten Logistikern auf dem Arbeitsmarkt begründet.

Bei der Logistikausbildung im Hochschulbereich wird die Ausbildung immer stärker und auf weitem Feld – in erster Linie Logistikingenieure – notwendig. Wenn wir von der einfachen Definition der Logistik ausgehen, der Integration des Material- und des Informationsflusses, dann ist leicht einzusehen, dass es – unter Beachtung der überdimensionalen Systeme – gleichermaßen notwendig wird, die Fördermaschinen, die Transportmittel, Automatisierung und Robotereinsatz, die intelligenten Transportmaschinen und den sich daraus ableitenden Materialflusssysteme mit ihren unendlich vielen Variablen, die als System bildende Elemente von Informationsfluss und Informationstechnologie erscheinen, zu gestalten. Aus dem oben Skizzierten kann folgendes formuliert werden:

- Aus den abgeleiteten Forderungen an einen Logistikingenieur kann festgestellt werden, dass weder im Rahmen der Ausbildung zum Maschinenbauingenieur, zum technischen Informatiker, zum Verkehrsingenieur, zum Ingenieurmanager, noch zum Ökonomen das Fachgebiet in der Fachausbildung zu realisieren sind, sondern nur in einer selbständigen Ingenieurlogistikfachausbildung,
- Selbstverständlich sollen die vorhin aufgezählten Fachgebiete zur Befriedigung des ansteigenden Bedarfs eine Fachausbildung zur Logistik abhalten, aber nur dann, wenn diese die logistische Ausbildung als Spezialisierung und als Lehrziel verstehen und so je eine Hauptrichtung anpeilen, wie Fördermaschinen, logistische Informatik, Verkehrslogistik, logistisches Management, Logistik der Wirtschaftsführung und des Marketings,
- Ausgehend vom neuen Ausbildungssystem mit BSc und MSc, dann ist das MSc-Studium in der Logistikingenieurausbildung so zu realisieren, dass eine Fortsetzung aus den verschiedenen BSc-Studiengängen auch für das MSc-Studium angeboten wird, wobei sich eine Erweiterung um 1-2 Fächer als notwendig erweisen kann. Natürlich ist für die BSc-Logistikstudenten der Übergang zum MSc-Fachstudium am einfachsten,
- Man sollte auch anerkennen, dass aus dem Themenkreis der Ingenieurlogistik mehrere ein bzw. zwei Semester dauernde Fächer – vielleicht vom Fach abweichender Inhalt – für die Nichtlogistikstudenten angeboten werden können. Diese Bedingung wird nicht nur durch die wirtschaftlich-gesellschaftliche Notwendigkeit begründet, sondern auch dadurch, dass solch integrierende Fächer erscheinen, die in weitem Sinne die Grundfächer nutzen (z.B. die Mathematik, Statistik, Operationsforschung, Systemtheorie-Systemtechnik, Mechanik) bzw. die Partnerfachrichtung nutzen (z.B. Prozesse der Produktions- und Dienstleistungstechnologie, Verkehrstechnologie, Elektrotechnik-Elektronik und Automatisierung, Informationstechnologie, Telekommunikation, Messtechnik, Managementkenntnisse, Ökonomiekenntnisse, Management, Rechtsgrundkenntnisse).



Freihafen Csepel



Logistikzentrum Budapest Intermodáli



Logistikzentrum DELOG (Debrecen)



Logistikzentrum Szolnok

Fotoquelle: Zoltán Némón, A+CS 2008

CALCULATION OF THE REAL PERFORMANCE CURVE OF RADIAL FLOW FAN IMPELLER

Л. КАЛМАР

РОЗРАХУНОК КРИВОЇ РОБОЧИХ ХАРАКТЕРИСТИК РАДІАЛЬНОГО ПОТОКУ РОБОЧОГО КОЛЕСА ВЕНТИЛЯТОРА

Головна мета цієї статті полягає в тому, щоб увести числові процедури для обчислення реальної кривої роботи циліндричного планочного руху робочого колеса вентилятора. Особливості потоку, що належить різним точкам робочого колеса вентилятора також були визначені відповідно до числової процедури. У цьому обчисленні ефекти леза так само як ефекти рідкого тертя й турбулентності були враховані окремо. Ефекти леза були представлені гідродинамічно обмежуваною областю сили. Фрикційний ефект рідини й турбулентності потоку був відбитий за аналогією потокам у прямокутному каналі й потоці в планочному місці робочого колеса. Обчислено розподіли відносної швидкості, тиски й втрати енергії. Визначаючи втрати енергії, що належать різним нормам обсягу приблизна реальна крива роботи робочого колеса вентилятора може також бути визначена [2].

Главная цель этой статьи состоит в том, чтобы ввести числовые процедуры для вычисления реальной кривой работы цилиндрического планочного движения рабочего колеса вентилятора. Особенности потока, принадлежащего различным точкам рабочего колеса вентилятора также были определены в соответствии с числовой процедурой. В этом вычислении, эффекты лезвия так же как эффекты жидкого трения и турбулентности были учтены отдельно. Эффекты лезвия были представлены гидродинамически ограничивающейся областью силы. Фрикционный эффект жидкости и турбулентности потока был отражен по аналогии потокам в прямоугольном канале и потоке в планочном месте рабочего колеса. Вычислены распределения относительной скорости, давления и потери энергии. Определяя потери энергии, принадлежащие различным нормам объема приближительная реальная кривая работы рабочего колеса вентилятора может также быть определена [2].

The main aim of this paper is to introduce numerical procedures to calculate the real performance curve of a cylindrically bladed radial-flow fan-impeller. The characteristics of the flow belonging to different duty points of the fan also were determined by the numerical procedure. In this calculation, the blade effects as well as the effects of the fluid friction and the turbulence were taken into consideration separately. The effects of the blade were represented hydro-dynamically by a constrain force field. The frictional effect of the fluid and the turbulence of the flow were reflected by the analogy between the flow in a rectangular channel and the flow in the bladed space of the impeller. Distributions of the relative velocity, pressure and energy loss are calculated. By determining the energy loss belonging to different volume rates an approximate real performance curve of the impeller can also be determined belonging to different roughness of the inner surfaces of the impeller [2].

1. Introduction

The first main step of the calculation is to determine the change of the moment of momentum of the absolute non-viscous flow needed to determine the constrain force field. Next to them it is also possible to calculate the volume rate Q_0 at the optimal state of the fan impeller and the theoretical performance curve of the

impeller. The second main step of the numerical procedure is to solve the system of the ordinary differential equation system based on the governing equations (equations of continuity, motion and energy) of the viscous relative flow on the main stream surface (F) of the fan impeller (Fig.1.). Applying the calculating results given by this way all the important characteristics of the flow can be determined. By using the calculated specific energy loss arisen in the impeller and theoretical performance curves of the impeller, the approximate real performance curves of the impeller can also be determined by subtracting from each other.

2. Theoretical Investigation

We have prepared only the short summary of the numerical method here. The additional and detailed information about the total numerical procedure can be found in [1,2]. The applied numerical method is really an extension of the hydrodynamical cascade theory for incompressible and non-viscous fluid flow. The basic equations of the calculation method are formulated in cylindrical co-ordinate system rotated together with the fan-impeller, where the co-ordinates in cyclical order are r, φ, z .

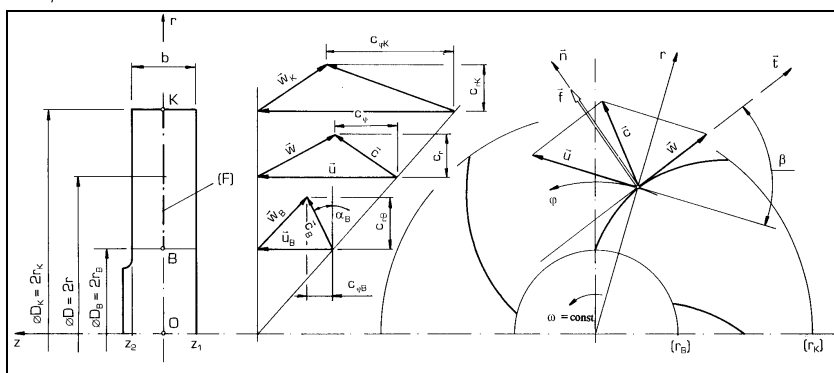


Figure 1 – Drawing and velocity triangles of the radial flow fan-impeller with backward curved blades

The Fig.1. – on left-hand side – shows the meridional cross-section of the fan-impeller, on right-hand side the shape of the blades viewed from the direction of the rotational axis of the impeller the directions of the co-ordinates and the vectors of the absolute velocity c , the relative velocity w , the peripheral velocity u and the specific constrain force f at an arbitrary point of the blade surface. In the middle of Fig.1. the velocity triangles can be seen at inlet-, outlet- and any arbitrary sections of the impeller. The blade angle β which can be measured between the tangents of the co-ordinate line $r = \text{constant}$ and blade surface at the same point is also shown in Fig.1. The blade angle β uniquely determines the normal unit vector $\mathbf{n}$ of the blade surface.

2.1. The field of constrain forces in the bladed space of the impeller

The first step of the numerical procedure is to determine the components of the constrain force $\mathbf{f}$ needed to calculate the main characteristics of the viscous flow in the blade channel of the impeller.

Let us summarise the significant assumptions applied in determining the field of specific constrain force $\mathbf{f}$:

- The specific constrain force $\mathbf{f}$ - similarly to every mechanical constrain forces - expresses a friction-proof effect, in this way the specific constrain force $\mathbf{f}$ is parallel to the normal unit vector $\mathbf{n}$ of the blade surface.
- The frictional force is parallel to the wall near to it, so the specific constrain force and the friction force are perpendicular to each other.
- Since it is supposed that in the determination of the constrain force the fluid is non-viscous, so the specific constrain force and the relative velocity vectors are perpendicular to each other.
- The mean surface (F) of the meridional channel is a stream surface of the relative flow consequently the component w_z of relative velocity is equal to zero. At the same time, along this stream surface, the stress vector and the relative velocity vector are parallel to each other.

The equation of the motion relating to the absolute non-viscous steady fluid flow is as follows [1,2]:

$$\text{rot } \mathbf{c} \times \mathbf{w} = \mathbf{f} - \nabla \left(\frac{p}{\rho} + \frac{\mathbf{w}^2}{2} - \frac{u^2}{2} \right). \quad (1)$$

Multiplying Equ. (1) by the co-ordinate unit vector $\mathbf{e}_\varphi$, we can get the relationship to determine the component f_φ of the constrain force :

$$f_\varphi = w_r \text{rot } \mathbf{c}_z = \frac{w_r}{r} \frac{\partial}{\partial r} r c_\varphi.$$

The peripheral component f_φ of the constrain force is uniquely determined by the meridional velocity w_r and the change of the moment of momentum $r c_\varphi$ in the absolute frictionless fluid flow which can be also expressed by a specific circulation γ :

$$f_\varphi = \frac{w_r}{r} \frac{\gamma}{2\pi}. \quad (2)$$

The meridional velocity component w_r and the specific circulation γ depend on the state of the operation and so consequently the constrain force also depends on the operating conditions of the fan. By using the conditions for the specific constrain forces $\mathbf{f}$ mentioned above we come to the expression between the two components of the specific constrain force as follows :

$$f_r = f_\varphi \frac{n_r}{n_\varphi} = f_\varphi \operatorname{ctg} \beta . \quad (3)$$

It is easy to realize that the radial component f_r of the constrain force can be determined by the geometrical data of the blades from Equ. (3) if the peripheral component f_φ of the constrain force is known. The component f_φ of the constrain force can be determined very simply way by the solution of inverse problem of hydro-dynamical cascade theory [1,2]. The constrain force field can be determined by the change of the moment of momentum in the absolute non-viscous fluid flow [1, 2]. To do this the determination of the specific vortex distribution γ is necessary to determine by the solution of the inverse task of the hydro-dynamical cascade theory.

2.2. Governing equations of the numerical procedure

For the relative viscous fluid flow in the bladed space of the impeller the equation of continuity is

$$\operatorname{div} \mu \mathbf{w} = 0 . \quad (4)$$

The equation of motion in relative system can be written as follows :

$$\mathbf{w} \cdot \nabla \mathbf{w} + 2\omega \times \mathbf{w} = \mathbf{f} - \nabla \left(\frac{p}{\rho} - \frac{u^2}{2} \right) + \frac{1}{\rho} \operatorname{Div} \sigma . \quad (5)$$

The form of the equation of energy for the relative flow is

$$\mathbf{w} \cdot \nabla \left(\frac{p}{\rho} + \frac{w^2}{2} - \frac{u^2}{2} \right) = \frac{\mathbf{w}}{\rho} \cdot \operatorname{Div} \sigma . \quad (6)$$

Let us introduce the following notations for the slope of the relative velocity

$$t = \frac{w_\varphi}{w_r} , \quad (7)$$

for the relative pressure potential

$$P = \frac{p}{\rho} - \frac{u^2}{2} \quad (8)$$

and for the specific relative energy

$$E = \frac{p}{\rho} + \frac{w^2}{2} - \frac{u^2}{2} . \quad (9)$$

the slope of the relative velocity. Considering the relations $t = w_\varphi / w_r = \tau_{\varphi z} / \tau_{rz}$

and $\tau = \sqrt{\tau_{rz}^2 + \tau_{\varphi z}^2}$ between the components of the shear stress, the energy equation can be written down as:

$$\frac{\partial E}{\partial r} = \frac{\sqrt{1+t^2}}{\rho} \frac{\partial \tau}{\partial z}.$$

The energy equation is directly available to determine the distribution of the shear stress τ in the relative flow. Similarly to the turbulent flow in the circular pipe we suppose the satisfaction of the next conditions for the turbulent flow in the rectangular channel bounded by the two neighbouring blades, the front plate and the back shroud of the impeller:

- The specific energy loss e'_s caused by the viscosity of the fluid and the turbulence of the flow concerning to length ΔL of the rectangular channel can be calculated by following well-know expression as:

$$\Delta e'_s = \lambda \frac{\Delta L}{D_H} \frac{\tilde{w}^2}{2} = -\Delta E,$$

where D_H is the hydraulic diameter of the blade channel is expressed in the following form:

$$D_H = 4 \frac{b \left(\frac{2\pi r}{N} - \frac{d}{\sin \beta} \right)}{2 \left(b + \frac{2\pi r}{N} - \frac{d}{\sin \beta} \right)} = 2b \frac{\mu}{\mu + \frac{Nb}{2\pi r}},$$

$\tilde{w}$ is the average relative velocity referring to the cross-section of the blade channel.

- In this case the shear velocity w^* can also be interpreted. It is supposed that connection between the shear velocity w^* , the average relative velocity $\tilde{w}$ and the dimensionless friction coefficient λ is similar to that of the circular pipe: $\lambda = 8 w^* / \tilde{w}^2$. The value of the friction coefficient λ varies along the blade channel.

Applying the conditions mentioned above in the energy equation we get a common differential equation for the shear stress. The shear stress τ can be also expressed by Karman's and Prandtl's formula where we applied an second order function to approximate the distribution of the mixing length [1,2]. By the solution of the given differential equation the distribution of the average relative velocity $\tilde{w}$ can be determined. Similarly to the flow in circular pipe we can develop the expressions for calculation of the dimensionless friction factor λ in the cases when the inner walls of the impeller wetted by the fluid are hydraulically smooth or rough. The value of the friction coefficient λ varies along the blade channel. Knowing the distribution of $\tilde{w}$ - by using the analogy to the flow in a pipe - it is possible to determine an expression for calculation the value of the dimensionless

friction factor λ if the inner walls of the impeller wetted by the fluid are hydraulically smooth walls as follows :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 1.199 \sqrt{\frac{b}{D_H}} \left[\ln \operatorname{Re} \sqrt{\lambda} + \ln \left(\frac{b}{D_H} \right) + 6.861 \sqrt{\frac{b}{D_H}} - 5.230 \right]$$

where Re is the Reynolds number relating to the hydraulic diameter D_H of the cross-section of the blade channel which will have the form :

$$\operatorname{Re} = \frac{\tilde{w} D_H}{\nu}.$$

When the inner walls of the impeller wetted by the fluid are considered hydraulically rough walls – similarly to the formula developed by Colebrook – can be used to calculate the value of λ [1,2]. In this cases of course the values of friction factor λ is depend on the roughness k of inner wetted walls of the impeller.

Omitting the details the energy equation is available to determine the derivative of the specific frictional energy loss with respect to radius r :

$$\frac{de'_s}{dr} = \frac{\lambda}{D_H} \frac{\tilde{w}_r^2}{2} \sqrt{1+t^2} \quad (10)$$

By rearranging the two component equations of the motion yields :

$$\frac{dP_F}{dr} = f_\varphi \tan^{-1} \beta + \frac{\tilde{w}^2}{1+t^2} \frac{1}{\mu} \frac{d\mu}{dr} + \frac{\tilde{w}}{r} \left(\tilde{w} + \frac{2ut}{\sqrt{1+t^2}} \right) - \frac{\lambda}{2D_H} \frac{\tilde{w}^2}{\sqrt{1+t^2}} \quad (11)$$

$$\frac{dt}{dr} = \frac{1+t^2}{\tilde{w}^2} f_\varphi + \frac{t}{\mu} \frac{d\mu}{dr} - \frac{2u}{\tilde{w}r} \sqrt{1+t^2} - \frac{\lambda}{D_H} \frac{t}{2} \sqrt{1+t^2} \quad (12)$$

where $\tilde{w}$ is the average relative velocity, u is the peripheral velocity, $f_\varphi = \frac{\gamma}{2\pi r} \frac{\tilde{w}}{\sqrt{1+t^2}}$ is the peripheral component of the constrain force, β is the blade angle and μ is a factor to express the narrowing effect of the peripheral thickness of the blade.

The Eqs. (10)-(12) form a system of ordinary differential equations which can be solved by Runge-Kutta method on the main stream surface of the impeller by knowing the distribution of specific vortex γ before. The solution given by this way serves the slope of the average relative velocity t r , the distribution of the pressure p r and the specific energy loss e'_s r with respect to r . Next to them by knowing the distribution of the average relative velocity $\tilde{w}(r)$ and the slope of the average relative velocity t r the radial and peripheral components of $\tilde{w}$ also can be calculated as:

$$w_r = \frac{\tilde{w}}{\sqrt{1+t^2}} \quad \text{and} \quad w_\varphi = t w_r .$$

The average relative velocity $\tilde{w}$ can be obtained by solving the equation of the continuity. The connection between the average relative velocity $\tilde{w}$ and its components can be written as Equ.(7) :

$$\tilde{w} = \sqrt{\tilde{w}_r^2 + \tilde{w}_\varphi^2} = \tilde{w}_r \sqrt{1+t^2} . \quad (13)$$

Equ. (4) of the continuity and Equ. (13) are available to get an expression to calculate the value of $\tilde{w}$ as follows :

$$\tilde{w} = \frac{Q}{2\pi r b \mu} \sqrt{1+t^2} \quad (14)$$

where :

Q is the volume rate of the flow,

$$\mu = 1 - \frac{N d_\varphi}{2\pi r} \text{ is the factor considered the effect of the blade thickness,} \quad (15)$$

N is the blade number of the impeller,

d_φ is the blade thickness in the direction of the co-ordinate φ .

The frictional energy loss from the inlet to the outlet of the impeller is

$$e_s' r_K = \frac{\Delta p_s'}{\rho} \quad \text{determined by solution of Eqs. (10-12). In this way the pressure}$$

losses from the inlet to the outlet of the impeller

$$\Delta p_s' Q, r_K = \rho e_s' Q, r_K \quad (16)$$

can be calculated.

After that it is possible to calculate the volume rate Q_o at the optimal state of the fan impeller and also the theoretical performance, so called “the theoretical total pressure difference — volume rate” curve of the fan impeller can be determined [1,2]. In that cases when the volume rate is not equal to the optimal volume rate Q_o of flow at shockless upstream the additional energy loss should be added to the previous one. The energy loss arises from the unsmooth upstream to the blades can be calculated as [2]:

$$e_T' Q = \frac{\Delta p_T'}{\rho} Q = 0.192 \left(\frac{\omega r_K}{Q_o} \right)^2 Q - Q_o^2 \quad (17)$$

By using the values of the energy losses belonging to different volume rates and pre-wirl the real performance curves of the impeller can be determined [3, 4].

3. Application of the calculation procedure

Computerised solution as a numerical application of the calculation procedure introduced above is illustrated for a radial flow fan impeller which blades formed by straight cylindrical vane with constant thickness (see Fig.2.).

The initial data of the investigated fan impeller were the following :

- the diameters of the fan impeller at inlet was $D_B = 2r_B = 0.14$ m and at outlet was $D_K = 2r_K = 0.3$ m.
- the width of the meridian channel was constant $b = 0.023$ m, the thickness of the blades was also constant $d = 0.003$ m,
- the number of the blades was $N = 17$, the rotation speed of the impeller was $n = 3000$ rpm.
- the density of the air was $\rho = 1.2$ kg/m³, the kinetic viscosity of the air was $\nu = 1.0 \cdot 10^{-6}$ m²/s.

in our numerical applications. Computer code of the numerical procedure was developed by applying FORTRAN programming language to solve the flow problem numerically introduced above. This computer code was used to analyse and determine several characteristics the turbulent flow in the bladed space of the radial-flow fan impeller given by the initial data introduced above.

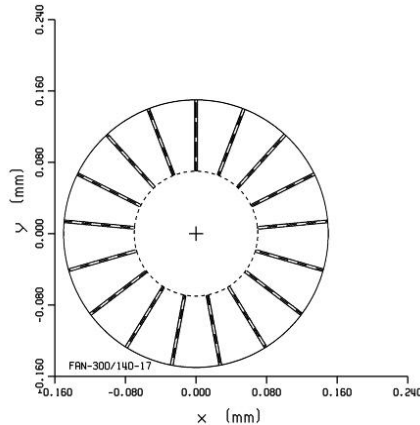


Figure 2 – Drawing of the radial flow fan-impeller with straight cylindrical blades viewing from rotational axes

The Fig.3. shows the theoretical $\Delta p_{th} Q$ and real $\Delta p Q$ total pressure difference-volume rate curves of the fan impeller FAN-300/140-17. On the right hand side of Fig.3. the data of the operating points of the fan impeller are printed belonging to different states of the flow in the fan impeller: first for non-viscous fluid and later than for viscous fluids with different roughness of the inner walls of the fan impeller. The first column of the table contains the values of optimal volume rates

Q_0 , in the second column the values of the total pressure difference Δp Q_0 are printed and in the third column the values of roughness k can be seen.

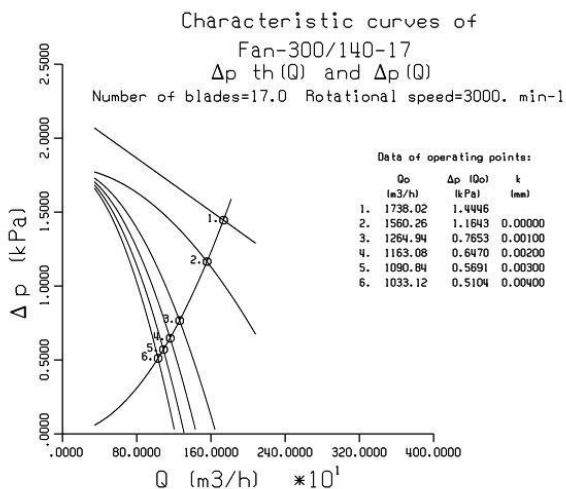


Figure 3 – The real total pressure difference-discharge characteristics of the radial flow fan-impeller

The operating point number 1 in Fig.3. is belonging to the theoretical case, when it is supposed that the fluid is non-viscous and the characteristic curve is a straight line. The operating point number 2 is belonging to hydraulically smooth surfaces of the impeller. The operating points numbers 2-6 are belonging to hydraulically rough surfaces of the impeller with different roughness k . These characteristic curves for the fan impeller can be determined by subtracting of the theoretical characteristic curve $\Delta p_{th} Q$ and pressure losses $\Delta p'_s Q, r_k$ and $\Delta p'_r Q$ calculated by Eqs. (16-17). The operating points are connected in Fig.3. by affine parabola. In this way an approximate real performance curves of the fan impeller can be determined to get information about the performance of fan impeller right after the design process and before manufacturing of the fan impeller.

References: 1. CZIBERE, T. Solution of the Two Main Problems of the Hydrodynamic Cascade Theory by the Theory of Potentials (in Hungarian), Thesis for D.Sc., Miskolc, 1965. 2. KALMÁR, L. Numerical Method for Viscous Flow in Radial-Flow Pumps (in Hungarian), Thesis for Ph.D., Miskolc, 1997. 3. KALMÁR, L. Numerical Analysis of the Flow in Radial Pump Impeller Acta Mechanica Slovaca 4/2004, pp.109-118., Kosice, 2004. 4. KALMÁR, L. Numerical Investigation of the Flow in the Bladed Spaces of Radial-Flow Fan-Impeller RECENT ADVANCES in MATHEMATICAL and COMPUTATIONAL METHODS in SCIENCE and ENGINEERING, Proceedings of the 10th WSEAS International Conference on MATHEMATICAL and ENGINEERING (MACMESE'08), Part II., (ISSN: 1790-2769, ISBN: 978-960-474-019-2), pp. 328-333, Bucharest, Romania, 2008.

Поступила в редакцию 15.03.2011

Е.А. Ковалева, Харьков, Украина

2-D МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕЧЕНИЯ В ОСЕВОМ КОМПРЕССОРЕ ГТУ С УЧЕТОМ ЗАГРОМОЖДЕНИЯ ПРОФИЛЬНЫМ И ТОРЦЕВЫМ ПОГРАНИЧНЫМИ СЛОЯМИ

Наведено результати досліджень з 2-D моделювання течії у проточній частині осевого компресора при осесиметричній постановці прямої задачі турбомашин, а також з урахуванням загромождження профільним і торцевим прилежовими шарами. Виконано порівняння з експериментом.

Приведены результаты исследований 2-D моделирования течения в проточной части осевого компрессора в осесимметричной постановке задачи, а также с учетом загромождения профильным и торцевым пограничными слоями. Сделано сравнение с экспериментом.

E.A. KOVALEVA

2-D MODELLING OF CURRENT IN AXIAL COMPRESSOR GTU IN VIEW OF BLOCKING UP PROFILE AND FACE BOUNDARY LAYERS

Results of researches 2-D modelling of current in a flowing part of the axial compressor in осесимметричной to statement of a problem, and also in view of blocking up profile and face are resulted by boundary layers. Comparison with experiment is made.

Постановка проблемы. В настоящее время инженерные методы поверочного расчета осевого компрессора основываются на решении осесимметричной задачи двумерного (2-D) потока в меридиональной плоскости S_2 . При этом существуют различные подходы, связанные как со способом задания гидравлических потерь в лопаточных венцах, так и построением расчетной схемы вычислительного процесса в проточной части турбомшины. Теоретические основы этих методов изложены в классических работах [1, 2 и др.]. При этом, в частности, в уравнение неразрывности вводится коэффициент загромождения K_f , который учитывает только геометрическое загромождение потока конечной толщиной лопаток турбомшины. Вместе с тем, как показывают результаты исследований, течение в проточной части осевых компрессоров, особенно на предрывных режимах работы, далеко от осевой симметрии [3]. Это обусловлено развитым профилем пограничным слоем, сбегаящим в аэродинамический след, а также существенным влиянием на формирование меридионального потока торцевых вязких течений. Поэтому в работах [4-6] подчеркивается важность введения аэродинамического загромождения потока наряду с геометрическим загромождением. Анализ многочисленных публикаций последнего десятилетия показывает, что указанные эффекты при проектировании осевых компрессоров не учитываются, что ставит вопрос в число актуальных задач.

Цель исследования. Целью данной работы является разработка инженерного 2-D метода поверочного расчета осевого компрессора в плоскости S_2

путем учета аэродинамического вытеснения потока профильным пограничным слоем, а также загромождения проточной части торцевым пограничным слоем.

Методология исследований. Профильное загромождение потока учитывается следующими коэффициентами стеснения:

для срединных сечений лопаточного венца

$$K_f = 1 - \frac{\bar{c} + \bar{\delta}_c^*}{\sin \beta_c} \tau; \quad (1)$$

для межвенцовых зазоров

$$K_f = 1 - \frac{\bar{\delta}_c^*}{\sin \beta_c} \tau; \quad (2)$$

где τ – густота решетки профилей.

При этом угол потока в срединном сечении можно определить как $\text{ctg } \beta_c = 0,5 \text{ ctg } \beta_1 + \text{ctg } \beta_2$, а относительную толщину вытеснения – $\bar{\delta}_c^* = \delta_c^* / b = 0,5 \bar{\delta}_2^*$.

В общем случае при моделировании работы многоступенчатой осевой турбомашин существуют два способа учета эффектов загромождения пограничным слоем кольцевых поверхностей. В первом из них область вычислений занимает все сечения канала от корпуса до втулки с соответствующим полем расходной составляющей скорости, найденным с учетом концевых потерь. Во втором случае расчеты ведутся между поверхностями тока, отстоящими от ограничивающих поверхностей на толщину вытеснения, и в уравнении неразрывности используется соответствующий коэффициент загромождения

$$K_f = \frac{(r_k - \delta_k^*)^2 - (r_B - \delta_B^*)^2}{r_k^2 - r_B^2} \quad (3)$$

Интегральные характеристики турбулентного профильного пограничного слоя, необходимые как для вычисления загромождения, так и угла выхода потока и профильных потерь нормированы по коэффициенту диффузорности D_w [4]. Условные толщины торцевого пограничного слоя определены согласно методике [7]. В этом случае для количественной оценки концевых потерь воспользуемся зависимостью, представленной в виде

$$\xi_K = \frac{(H_{32} \bar{\delta}^{**})_T^k + (H_{32} \bar{\delta}^{**})_T^b}{\bar{h} - \tau \bar{h} H_{12} \bar{\delta}^{**} - (H_{12} \bar{\delta}^{**})_T^k - (H_{12} \bar{\delta}^{**})_T^b} \left[1 + K \left(1 + \frac{C_{1a} \text{ctg } \beta_1}{C_{2a} \text{ctg } \beta_2} \right)^2 \frac{\cos^2 \beta_2}{\tau^2} \right], \quad (4)$$

где верхние индексы «к» и «в» – корпус и втулка, нижний индекс «т» соответствуют торцевому пограничному слою, H_{12} , H_{32} – формпараметры пограничного слоя (профильного и торцевого).

Распределение суммарных потерь вдоль радиуса решетки осуществляется с помощью соотношений, приведенных в работе [4]. Общий подход при определении параметров потока вдоль компрессора строится на решении семи уравнений, позволяющих определить семь неизвестных: $C_a (W_a)$, $C_u (W_u)$, $C_r (W_r)$, P , T , ρ и меридиональных линий тока γ .

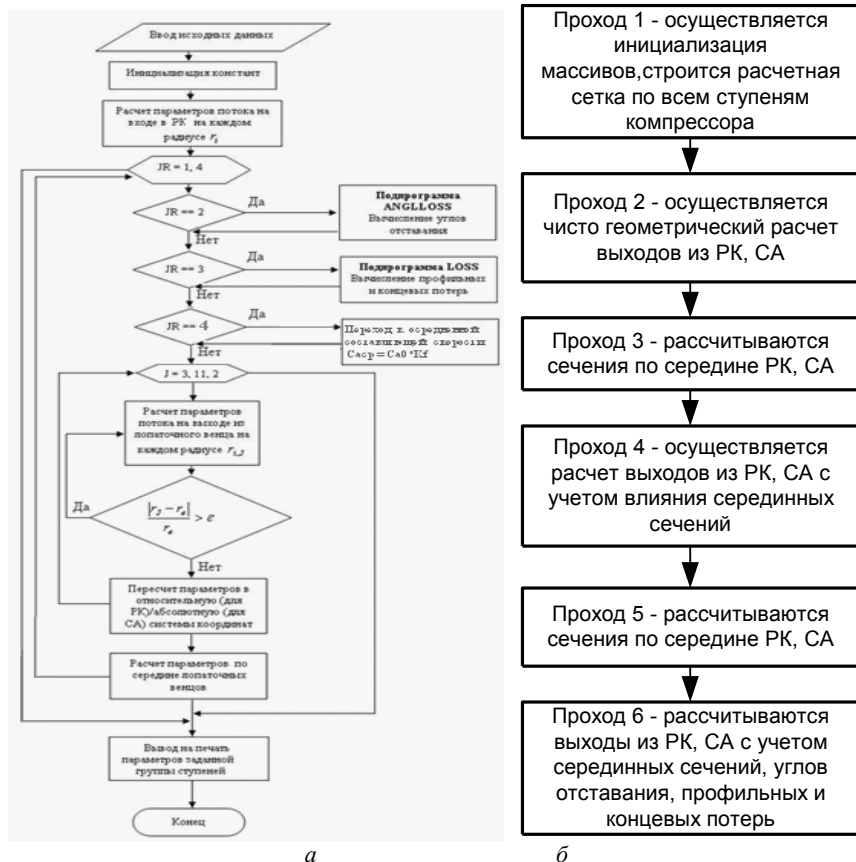


Рисунок 1 – Структурная схема алгоритма (а) и проходов программы (б)

Переход к осредненному значению расходной составляющей скорости $C_{a ср}$, по которой определяются все газотермодинамические параметры потока в межвенцовых зазорах в абсолютной системе координат, осуществляется с

помощью соотношения $C_{\alpha cp} = C_{\alpha o} \cdot K_f$, где $C_{\alpha o}$ – осевая составляющая скорости отесненного потока. Структурная схема алгоритма решения задачи и особенности итерационных проходов показана на рисунке 1.

Основной особенностью алгоритма и программы расчета является учет кривизны линий тока и вытеснения пограничным слоем, который на различных режимах работы может быть разным (достаточно развитый на режимах, предшествующих вращающемуся срыву).

Основные результаты исследования. Ниже приведены результаты расчетов полей течения в проточной части осевой вентиляторной ступени, а также их сопоставление с экспериментальными данными [8] и результатами расчетов, полученными с помощью 3-D программного пакета ANSYS CFX.

В первом случае изменение кривизны линий тока связано не только с меридиональными обводами проточной части осевого компрессора (плоскость S_2), но и конечной толщиной профиля лопатки лопаточного венца. Для относительно длинных лопаток (малые значения $\bar{d}$) изменение относительной толщины профиля $\bar{C} = C_{\max} / b$ вдоль радиуса может быть значительным (от 10% на втулке до 2...3% у концов лопаток). Это приводит к большему стеснению проточной части за счет толщины лопаток рабочего колеса в области втулочных сечений и, поэтому, несмотря даже на цилиндрический характер ее меридиональных обводов, поток отклоняется от оси и сгущается к периферии. Наибольшее стеснение наблюдается в срединных сечениях лопаточного венца, где $\bar{C}$ достигает максимальных значений. В межвенцовых зазорах величина $\bar{C} = 0$, и в случае осесимметричного течения сгущение линий тока не наблюдается. Указанные обстоятельства приводят к волнообразному характеру течения в меридиональном сечении осевого компрессора.

В результате расчета установлено, что не учет геометрического загромождения потока телом лопатки проточной части в срединных сечениях лопаточного венца может привести к погрешностям определения формы движения осесимметричного потока в сечении за рабочим колесом. Об этом свидетельствуют радиальные эпюры плотности тока, показанные на рисунке 2. Углы отставания, гидравлические потери и аэродинамическое загромождение здесь не учитываются.

Вместе с тем развитый профильный пограничный слой приводит к нарушению осевой симметрии потока в осевых зазорах лопаточных венцов и, поэтому, вытесняющее действие его можно рассматривать подобно телесному загромождению потока решеткой профилей в плоскости S_1 .

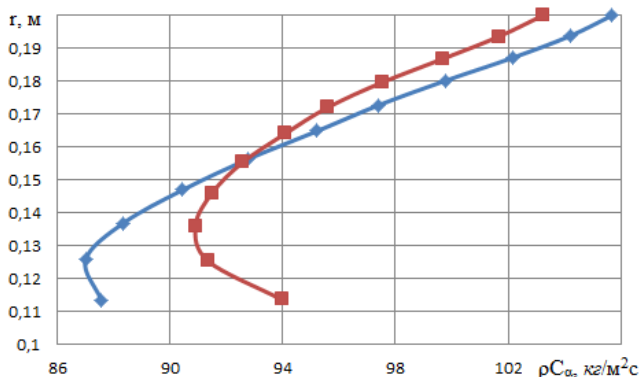


Рисунок 2 – Радиальные эпюры плотности тока за РК ("чистая геометрия"):
 —◆— без учета срединных сечений; —■— учет влияния срединных сечений

Особенностью рассмотренного выше подхода является то, что найденное в процессе решения значение $C_{\alpha cr}$ будет отлично от значения C_{α} осесимметричного течения. Об этом свидетельствуют результаты расчетов, полученные с помощью разработанной программы, показанные рисунку 3, а.

Окружные составляющие C_U , найденные с использованием двух различных схем, также будут различны.

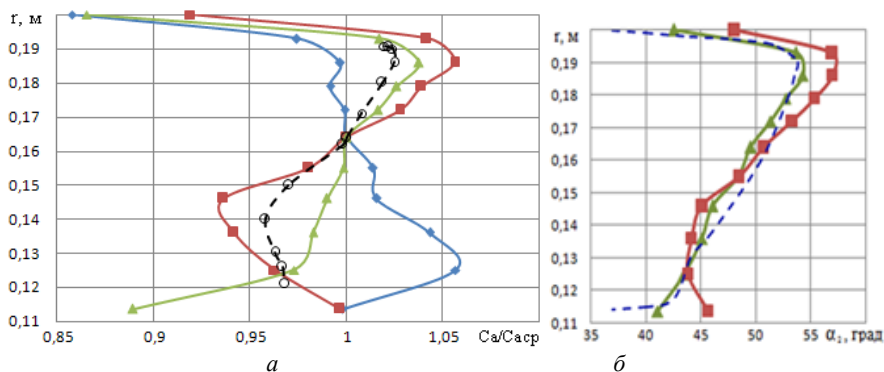


Рисунок 3 – Радиальные эпюры безразмерных осевых скоростей (а) и углов потока α_2 (б) за РК: (учет профилльных и концевых потерь, углов отставания потока):
 —◆— отгесненный поток; —■— осредненный поток с учетом загромождения;
 —▲— расчет в осесимметричной постановке; - - - - - расчет ANSYS CFX;
 --○-- эксперимент [8]

Для практики проектирования лопаточных венцов представляет интерес характер изменения по радиусу углов потока α_2 , поскольку данный параметр характеризует условие обтекания НА и, соответственно, КПД решетки и ее запас по срыву потока. Известно, что рабочий диапазон углов атаки, определяемый незначительным ухудшением аэродинамических характеристик решетки, для различных b/t , $\bar{C}$ и θ , находится в достаточно узких пределах – примерно: $-5 \dots +2$ град. для коэффициента потерь и $+5 \dots 7$ град. для запаса по срыву $\Delta\beta_{\max} - \Delta\beta^*$. Указанный диапазон углов существенно уменьшается при увеличении числа М потока.

Следует заметить, что в процессе эксплуатации турбомашин угол установки НА может изменяться с целью обеспечения приемлемых запасов ΔK_y на пониженных режимах работы. При этом диапазон регулирования лопаточного аппарата по мере выхода на расчетный режим соответствует $\Delta\alpha = -18 \dots +3$ град. Из рисунка 3, б следует, что различие в углах потока α_2 порядка 10 град. для периферийных сечений, найденных с помощью двух методов расчета, соответствует как диапазону регулирования компрессора по углу $\Delta\alpha$, так и области "нечувствительности" по потерям.

Из этого следует, что применение осесимметричных расчетных схем при моделировании полей течения вдоль проточной части компрессора может оказаться неадекватным реальным условиям, особенно в случае прогнозирования границы устойчивой работы с помощью критериального соотношения [8] и его составляющих формул [8]. Результат такого несоответствия – преждевременное появление неустойчивых режимов и, как следствие, поломка машины [9].

На рисунке 3, б пунктирной линией показано радиальное распределение α_2 , найденное с помощью адаптированного 3-D пакета ANSYS CFX. Видно, что эпюра α_2 , рассчитанная с помощью разработанного 2-D метода поверочного расчета достаточно хорошо согласуется с данными расчета при помощи 3-D программного комплекса. Это свидетельствует о достоверности основных газодинамических положений новой схемы расчета.

Приведенные выше результаты указывают на исключительную их важность для практики проектирования турбомашин.

Следует отметить, что радиальные эпюры, показанные на рисунке 2 и 3, соответствуют работе ступени в области расчетного режима. На режиме работы ступени, предшествующему вращающемуся срыву, расхождение между эпюрами будет более существенно.

Качественно подобные результаты получены и в ЦИАМ при анализе влияния оттеснения потока в осевой компрессорной ступени (рисунок 4).

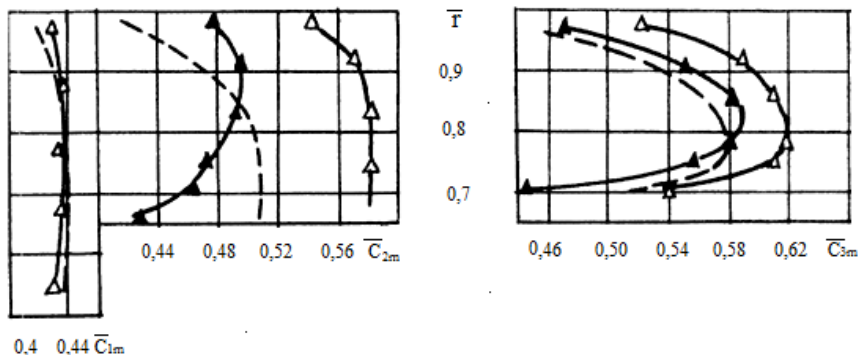


Рисунок 4 – Радиальные эпюры $\bar{C}_m$ в межвенцовых зазорах ступени при различных подходах к расчету: - - - - осесимметричная схема; — Δ — с учетом вытеснения; — $\blacktriangle$ — осреднение по шагу

Здесь вычислительный процесс организован по следующей схеме. На первом этапе рассчитываются параметры потока в осесимметричной постановке первое приближение для определения условных толщин профильного пограничного слоя, которые вычисляются на основании коэффициента профильных потерь в плоской решетке профилей

$$\frac{\delta^{**}}{b} = \xi \frac{\sin \beta_1}{2\tau} \cdot \frac{1-P}{1-P} \frac{\bar{\lambda}_1}{\bar{\lambda}_2}. \quad (5)$$

Формпараметр пограничного слоя находится в соответствии с выражением

$$H = \frac{\delta^*}{\delta^{**}} = \left[1,35 + 0,9D^2 \left(\frac{\text{Re}}{3 \cdot 10^5} \right)^{1/6} \right] 1 + 0,3\lambda_2^2, \quad (6)$$

где D – фактор диффузорности по Либлейну.

Далее решаются уравнения движения по параметрам в ядре потока. При этом поток разбивается на элементарные струйки, площадь которых определяется как

$$\Delta F_i = z \Delta r_i t_i (1 - \delta_i^*). \quad (7)$$

На заключительном этапе производится осреднение параметров потока по шагу решетки. В целях исключения влияния концов лопаток течение рассматривается на среднем радиусе венца. Изменение же параметров вдоль высоты проточной части определяется в зависимости от шага решетки.

Заключение. Приведенные выше результаты свидетельствуют об исключительной важности учета аэродинамического и геометрического загромождения

дения потока в проточной части при разработке современных методов поверочного расчета осевых компрессоров. Это связано с тем, что довольно существенные расхождения в эпюрах осевой и окружной составляющих скорости C приводит к неточностям согласования ступеней как по высоте канала, так и вдоль проточной части, а также погрешностям определения границы вращающегося срыва.

Список использованных источников: 1. Жуковский М.И. Аэродинамический расчет потока в осевых турбомашинах. - Л.: Машиностроение, 1967. - 327 с. 2. Сироткин Я.А. Аэродинамический расчет лопаток осевых турбомашин. - М.: Машиностроение, 1972. - 448 с. 3. Учет неосесимметричности течения в осевых турбомашинах/В.А. Коваль, Е.А. Ковалева, В.В. Романов, А.В. Скворцов//Вестник НТУ «ХПИ». -Сб. науч. Тр. «Технология в машиностроении» - №34. - 2008. - С. 35-40. 4. Основы проектирования газотурбинных двигателей и установок / Б.П. Васильев, В.А. Коваль, В.В. Канаков и др. - Харьков: Контраст, 2005. - 375 с. 5. Дринг, Джослин. Моделирование течения в меридиональной плоскости осевых турбомашин // Энергетические машины и установки. - 1986. - №2. - С. 7-17. 6. Хириш, Дринг. Расчетные модели течения в турбомашинах при осреднении по массовому расходу и импульсу параметров потока// Энергетические машины и установки. - 1988. - №3. - С. 38- 49. 7. Конвертирование авиационных двигателей в стационарные газотурбинные установки/ В.А. Коваль, В.В. Романов, Ю.М. Ануров, В.Е. Спицын, Е.А. Ковалева. - Харьков: Монограф, 2010. - 244 с. 8. Koval V.A.,Romanov V.V., Skvortsov A.V. Singularities aerodynamic finishing axial compressor of a gas turbine engine// Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. №5. Kharkov. 2007. - P.63-67. 9. Обеспечение показателей надежности и ресурса ГТД стационарного применения / Ю.М. Ануров, В.А. Коваль, А.А. Халатов, В.Е. Спицын, В.В. Романов, А.И. Хоменко, Е.А. Ковалева - Харьков: Монограф, 2011. - 318 с.

Поступила в редколлегию 15.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Zhukovskij M.I. Aerodinamicheskij raschet potoka v osevyh turbomashinah. - L.: Mashinostroenie, 1967. - 327 s. 2. Sirotkin Ja.A. Aerodinamicheskij raschet lopatok osevyh turbomashin. - M.: Mashinostroenie, 1972. - 448 s. 3. Uchet neosesimmetrichnosti techenija v osevyh turbomashinah/V.A. Koval', E.A. Kovaleva, V.V. Romanov, A.V. Skvortcov//Vestnik NTU «HPI». -Sb. nauch. Tr. «Tehnologija v mashinostroenii» - №34. - 2008. - S. 35-40. 4. Osnovy proektirovanija gazoturbinnih dvigatelej i ustanovok / B.P. Vasil'ev, V.A. Koval', V.V. Kanakov i dr. - Har'kov: Kontrast, 2005. - 375 s. 5. Dring, Dzhoslin. Modelirovanie techenija v meridional'noj ploskosti osevyh turbomashin // Jenergeticheskie mashiny i ustanovki. - 1986. - №2. - S. 7-17. 6. Hirsh, Dring. Raschetnye modeli techenija v turbomashinah pri osrednenii po massovomu rashodu i impul'su parametrov potoka// Jenergeticheskie mashiny i ustanovki. - 1988. - №3. - S. 38- 49. 7. Konvertirovanie aviacionnyh dvigatelej v stacionarnye gazoturbinnye ustanovki/ V.A. Koval', V.V. Romanov, Ju.M. Anurov, V.E. Spicyn, E.A. Kovaleva. - Har'kov: Monograf, 2010. - 244 s. 8. Koval V.A.,Romanov V.V., Skvortsov A.V. Singularities aerodynamic finishing axial compressor of a gas turbine engine// Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. №5. Kharkov. 2007. - P.63-67. 9. Obespechenie pokazatelej nadezhnosti i resursa GTD stacionarnogo primeneniya / Ju.M. Anurov, V.A. Koval', A.A. Halatov, V.E. Spicyn, V.V. Romanov, A.I. Homenko, E.A. Kovaleva - Har'kov: Monograf, 2011. - 318 s.

Г.А. Крутіков, канд. техн. наук, М.Г. Стрижак, Харків, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ МЕХАТРОННИХ ПЕРЕТВОРЮВАЧІВ МЕТОДОМ КОРЕНЕВОГО ГОДОГРАФА

Стаття присвячена дослідженню мехатронних перетворювачів – редуційних клапанів з пропорційним електрокеруванням. За допомогою методу кореневого годографа виявляються шляхи одночасного досягнення стійкості та гарної пропускної спроможності редуційних клапанів за рахунок оптимально підібраних конструктивних параметрів.

Статья посвящена исследованию мехатронных преобразователей – редуционных клапанов с пропорциональным электроуправлением. С помощью метода корневого годографа выявляются пути одновременного достижения устойчивости и хорошей пропускной способности редуционных клапанов за счет оптимально подобранных конструктивных параметров.

G.A. KRUTIKOV, M.G. STRIZHAK

RESEARCH OF A MECHATRONIC CONVERTERS BY ROOT HODOGRAPH METHOD

The article deals with mechatronic transducers – pressure reducing valves with proportional electric management. Using the method of the root locus to identify ways the simultaneous achievement of sustainability and good bandwidth the pressure reducing valves at the expense of optimally selected design parameters.

Одним з найперспективніших напрямків у створенні сучасних мехатронних систем є розробка гібридних електропневматичних систем, в яких поєднуються необмежені функціональні можливості мікропроцесорного керування і екологічно чистого й дешевого пневмопривода в якості силової частини.

При створенні таких пристроїв доводиться вирішувати завдання одночасного досягнення високої швидкодії, стійкості і точності, що, як відомо з теорії автоматичного керування, є взаємовиключними вимогами. Для вирішення зазначених завдань необхідно проведення досліджень на ЕОМ з метою вибору найбільш раціональних конструктивних параметрів.

Розрахункова схема мехатронного перетворювача – електропневматичного редуційного клапана (РК) з пропорційним електрокеруванням наведена на рис. 1.

Редуційні клапани з електропневматичним керуванням мають значну пропускну спроможність, але вони схильні до автоколивальних режимів низької частоти і великої амплітуди (через невисоку жорсткість), що дуже негативно впливає на довговічність мембранно-клапанного вузла. Тому необхідний всебічний аналіз впливу конструктивних параметрів на перехідні характеристики клапана, який був проведений на основі лінеаризованих і перетворених за Лапасом рівнянь системи [2].

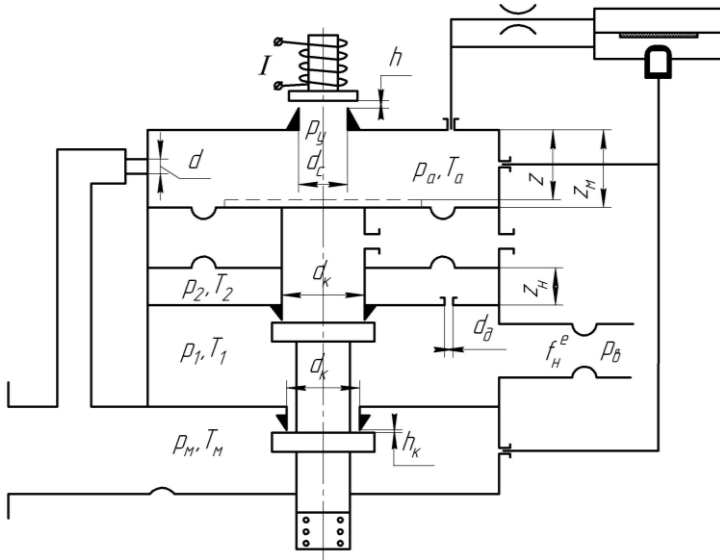


Рисунок 1 – Розрахункова схема РК з електрокеруванням

Лінеаризація проводиться методом малого параметра, тому будемо нехтувати (через малість) зміною температури в усіх полостях і приймемо її рівною температурі оточуючого середовища. Крім того, вирази для вагової витрати спростимо у відповідності з рекомендаціями [1].

Математична модель РК наведеного на рис. 1:

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{dp_1}{dt} &= \frac{kRT_{10}}{W_0} \left[\mu_k \pi d_k h_k \sqrt{\frac{2}{RT_{10}}} \sqrt{p_1 p_m - p_1} - \alpha_1 p_1 - p_2 - f_n^e \sqrt{\frac{2}{RT_{10}}} \sqrt{p_b p_1 - p_b} \right]; \\ \frac{dp_2}{dt} &= \frac{kRT_{20}}{F_m \cdot z_h} \alpha_1 p_1 - p_2 - \frac{kp_2}{z_h} v; \\ \frac{dp_a}{dt} &= \frac{kRT_{a0}}{W_1 + h_{k0} F_m} \left[\mu \frac{\pi d^2}{4} \sqrt{\frac{2}{RT_{10}}} \sqrt{p_a p_m - p_a} - \right. \\ &\quad \left. - \mu_c \pi d_c h \sqrt{\frac{2}{RT_{10}}} \sqrt{p_b p_a - p_b} \right] - \frac{kp_a}{z_m + h_{k0}} v; \\ \frac{dh_k}{dt} &= v; \\ \frac{dv}{dt} &= \frac{1}{m_s} [\psi p_m - p_1 + p_2 F_m + N_0 - p_a F_m - ch_k - fv]. \end{aligned} \right. \quad (1)$$

Вирішимо цю систему відносно вершини Δp_1 при східчастому збуренні з боку вершини Δp_b . Отриману передавальну функцію приведемо до стандартної дробно-раціональної форми:

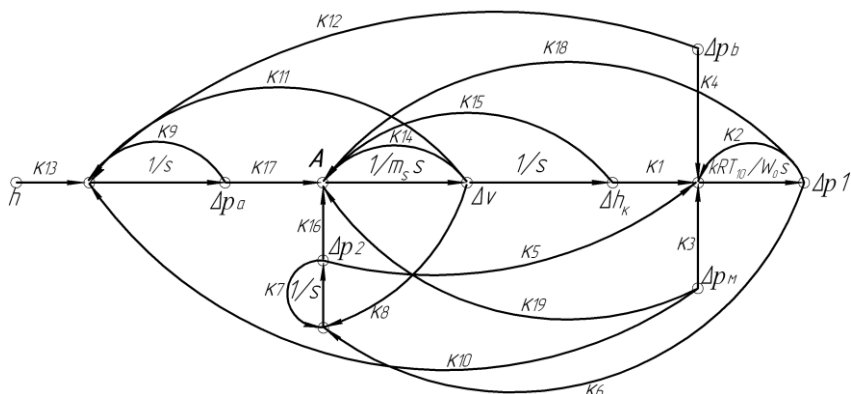


Рисунок 2 – Граф зв'язку лінійної моделі РК

$$\Phi_1 s = \frac{a_4 \cdot s^4 + a_3 \cdot s^3 + a_2 \cdot s^2 + a_1 \cdot s + a_0}{b_5 \cdot s^5 + b_4 \cdot s^4 + b_3 \cdot s^3 + b_2 \cdot s^2 + b_1 \cdot s + b_0}. \quad (2)$$

Значення коефіцієнтів $k_1 \div k_{17}$, $a_0 \div a_4$ і $b_0 \div b_5$ визначаються наступними виразами:

$$k_1 = \mu_\kappa \cdot \pi \cdot d_\kappa \cdot \sqrt{2/R \cdot T_{10}} p_{m0} \sqrt{i \cdot 1 - i} ; \quad k_5 = \alpha_1 ; \quad k_6 = \frac{kRT_{20}}{F_m \cdot z_h} \alpha_1 ; \quad k_8 = \frac{k \cdot p_{20}}{z_h} ;$$

$$k_2 = \frac{1}{2} \frac{\mu_\kappa \cdot \pi \cdot d_\kappa \cdot h_{k_0} \cdot 1 - 2 \cdot i}{\sqrt{i \cdot 1 - i}} \sqrt{2/R \cdot T_{10}} - \frac{1}{2} \frac{f_n^e \cdot i_n}{\sqrt{i_n \cdot 1 - i_n}} \sqrt{2/R \cdot T_{10}} - \alpha_1;$$

$$k_3 = \frac{1}{2} \frac{\mu_{\kappa} \cdot \pi \cdot d_{\kappa} \cdot h_{k0} \cdot i \sqrt{2/R \cdot T_{10}}}{\sqrt{i} \, 1-i}; \quad k_4 = -\frac{1}{2} \frac{f_h^e \, 1-2 \cdot i_h \sqrt{2/R \cdot T_{10}}}{\sqrt{i_h} \, 1-i_h};$$

$$\begin{aligned}
k_7 &= \frac{kRT_{20}}{F_M \cdot z_h} \alpha_1 + \frac{k \cdot v_0}{z_h}; \quad k_9 = \frac{1}{8} \frac{k \cdot R \cdot T_{a0} \cdot \mu \cdot \pi \cdot d^2 \cdot 1 - 2 \cdot i_1 \sqrt{2/R \cdot T_{a0}}}{W_1 + h_{k0} \cdot F_M \sqrt{i_1} \cdot 1 - i_1} - \\
&- \frac{1}{2} \frac{k \cdot R \cdot T_{a0} \cdot \mu_c \cdot \pi \cdot d_c \cdot h_0 \cdot i_2 \sqrt{2/R \cdot T_{a0}}}{W_1 + h_{k0} \cdot F_M \sqrt{i_2} \cdot 1 - i_2} - \frac{k \cdot v_0}{z_M + h_{k0}}; \quad k_{11} = -\frac{k \cdot p_{a0}}{z_M + h_{k0}}; \\
k_{10} &= \frac{1}{8} \frac{k \cdot R \cdot T_{a0} \cdot \mu \cdot \pi \cdot d^2 \cdot i_1 \sqrt{2/R \cdot T_{a0}}}{W_1 + h_{k0} \cdot F_M \sqrt{i_1} \cdot 1 - i_1}; \quad k_{14} = -f; \quad k_{15} = -c; \quad k_{16} = F_M; \\
k_{12} &= -\frac{1}{2} \frac{k \cdot R \cdot T_{a0} \cdot \mu_c \cdot \pi \cdot d_c \cdot h_0 \cdot 1 - 2 \cdot i_2 \sqrt{2/R \cdot T_{a0}}}{W_1 + h_{k0} \cdot F_M \sqrt{i_2} \cdot 1 - i_2}; \quad k_{17} = -F_M; \quad k_{18} = -\psi; \\
k_{13} &= -\frac{k \cdot R \cdot T_{a0} \cdot \mu_c \cdot \pi \cdot d_c \cdot \sqrt{2/R \cdot T_{a0}} \cdot p_{a0} \sqrt{i_2} \cdot 1 - i_2}{W_1 + h_{k0} \cdot F_M}; \quad k_{19} = \psi.
\end{aligned}$$

$$a_0 = k \cdot R \cdot T_{10} - k_4 \cdot k_7 \cdot k_9 \cdot k_{15} - k_1 \cdot k_7 \cdot k_{12} \cdot k_{17};$$

$$\begin{aligned}
a_1 &= k \cdot R \cdot T_{10} \cdot k_4 \cdot k_8 \cdot k_9 \cdot k_{16} + k_4 \cdot k_9 \cdot k_{15} + k_4 \cdot k_7 \cdot k_{15} + k_4 \cdot k_7 \cdot k_{11} \cdot k_{17} - k_4 \cdot k_7 \cdot k_9 \cdot k_{14} + \\
&+ k_1 \cdot k_{12} \cdot k_{17}; \quad a_2 = k \cdot R \cdot T_{10} - k_4 \cdot k_8 \cdot k_{16} - k_4 \cdot k_{15} - k_4 \cdot k_{11} \cdot k_{17} + k_4 \cdot k_9 \cdot k_{14} + \\
&+ m_s \cdot k_4 \cdot k_7 \cdot k_9 + k_4 \cdot k_7 \cdot k_{14}; \quad a_3 = k \cdot R \cdot T_{10} - m_s \cdot k_4 \cdot k_9 - k_4 \cdot k_{14} - m_s \cdot k_4 \cdot k_7; \\
a_4 &= k \cdot R \cdot T_{10} \cdot m_s \cdot k_4; \quad b_0 = k \cdot R \cdot T_{10} \cdot k_2 \cdot k_7 \cdot k_9 \cdot k_{15} + k_1 \cdot k_6 \cdot k_9 \cdot k_{16};
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
b_1 &= k \cdot R \cdot T_{10} \cdot k_2 \cdot k_7 \cdot k_9 \cdot k_{14} - k_2 \cdot k_8 \cdot k_9 \cdot k_{16} - k_2 \cdot k_9 \cdot k_{15} - \frac{W_0}{k \cdot R \cdot T_{10}} \cdot k_7 \cdot k_9 \cdot k_{15} - \\
&- k_2 \cdot k_7 \cdot k_{15} - k_2 \cdot k_7 \cdot k_{11} \cdot k_{17} - k_1 \cdot k_6 \cdot k_{16}; \quad b_2 = W_0 \cdot k_8 \cdot k_9 \cdot k_{16} + k_9 \cdot k_{15} + k_7 \cdot k_{15} + \\
&+ k_7 \cdot k_{11} \cdot k_{17} - k_7 \cdot k_9 \cdot k_{14} + k \cdot R \cdot T_{10} \cdot k_2 \cdot k_8 \cdot k_{16} + k_2 \cdot k_{15} + k_2 \cdot k_{11} \cdot k_{17} - k_2 \cdot k_9 \cdot k_{14} - \\
&- m_s \cdot k_2 \cdot k_7 \cdot k_9 - k_2 \cdot k_7 \cdot k_{14}; \quad b_3 = W_0 \cdot k_8 \cdot k_9 \cdot k_{16} + k_9 \cdot k_{15} + k_7 \cdot k_{15} + k_7 \cdot k_{11} \cdot k_{17} - \\
&- k_7 \cdot k_9 \cdot k_{14} + k \cdot R \cdot T_{10} \cdot k_2 \cdot k_8 \cdot k_{16} + k_2 \cdot k_{15} + k_2 \cdot k_{11} \cdot k_{17} - k_2 \cdot k_9 \cdot k_{14} - m_s \cdot k_2 \cdot k_7 \cdot k_9 - \\
&- k_2 \cdot k_7 \cdot k_{14}; \quad b_4 = W_0 \cdot m_s \cdot k_9 - k_{14} - m_s \cdot k_7 - k \cdot R \cdot T_{10} \cdot m_s \cdot k_2; \quad W_0 \cdot m_s = b_5;
\end{aligned}$$

$$\text{де } i = \left(\frac{p_1}{p_M} \right)_0; \quad i_n = \left(\frac{p_b}{p_1} \right)_0; \quad i_1 = \left(\frac{p_a}{p_M} \right)_0; \quad i_2 = \left(\frac{p_b}{p_a} \right)_0; \text{ індекс "0" означає координати лінеаризації.}$$

При надкритичному режимі течії на клапані ($i \leq 0,5$) або на навантажувальному дроселі ($i_n \leq 0,5$) приймаємо $i = 0,5$ або $i_n = 0,5$.

Задача дослідження впливу конструктивних параметрів клапана на його перехідні характеристики дуже раціонально і ефективно вирішується у пло-

щині комплексної частоти (s -площині) методом кореневого годографа [10, 71, 86]. Цей метод у цьому випадку кращий за частотні методи, адже останні не дозволяють у явній формі встановити зв'язок між частотною областю і областю часу [3].

Попередній аналіз графа системи дозволяє встановити ті конструктивні елементи, які визначають демпфуючі властивості клапана. Вузол А (рис. 2) – точка, де сумуються сили, прикладені до мембранно-клапанного блока. Складаюча в балансі сил, пропорційна швидкості переміщення клапана, залежить від впливів по трьом контурам:

$$\Delta SH_d = \left(k_{14} + \frac{k_{11} \cdot k_{17}}{k_9 + s} + \frac{k_8 \cdot k_{16}}{k_7 + s} \right) \Delta S. \quad (3)$$

Таким чином, сумарний коефіцієнт демпфування H_d залежить не тільки від коефіцієнта в'язкого тертя клапана, але також і від значень z_m , z_n , провідності дроселя підмембранної камери $\mu_o f_o$, ефективної площі мембрани F .

Крім того, останні два члена у виразі (2) залежать від швидкості протікання процесів, адже знаходяться у функціональній залежності від оператора Лапласа s .

На рис. 3-5 наведені траєкторії домінуючих полюсів передавальної функції (2) при зміні деяких конструктивних розмірів клапана, а також перехідні процеси, побудовані для деяких характерних точок годографа. При побудові останніх використовувалася геометрична інтерпретація на s -площині формули розкладання Хевісайда [3]. Розрахунок траєкторій провадився на ЕОМ із застосуванням пакета прикладних програм "Matlab" [4].

Основні параметри розрахованого варіанта клапана наступні:

$$d_k = 1,2 \cdot 10^{-2} \text{ м}, \quad m = 0,079 \frac{\text{Н} \cdot \text{с}^2}{\text{м}}, \quad f = 50 \frac{\text{Н}}{\text{м}} \text{сек}, \quad c = 5 \cdot 10^3 \frac{\text{Н}}{\text{м}}, \quad \mu_o = \mu = 0,8, \\ \mu_k = 0,9, \quad f_n^e = 0,27 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2, \quad p_m = 0,6 \text{ МПа}.$$

Траєкторії домінуючих полюсів при зміні діаметра дроселя у підмембранну камеру d_o наведені на рис. 3. При цьому $z_m = 0,24 \cdot 10^{-2} \text{ м}$, $z_n = 0,4 \cdot 10^{-2} \text{ м}$, $F = 0,15 \cdot 10^{-2} \text{ м}^2$, $d_c = 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$. Гілка I відповідає тиску

налаштування $p_1 = 0,2 \text{ МПа}$; гілка II – $0,35 \text{ МПа}$; гілка III – $0,5 \text{ МПа}$. $\rho = \frac{W_0}{W_k}$,

де $W_k = F \cdot z_n = 0,6 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3$.

При малих навантажувальних об'ємах ($\rho = 2$) дійсний полюс малорухомиий, а комплексний має значну чутливість до варіації d_o . При малих тисках налаштування і малих навантажувальних об'ємах дроселювання повітря, яке

надходить у підмембранну камеру, стає фактором, який стабілізує роботу клапана.

Ефект, який утворює дросель при малих значеннях W_0 , можна порівняти з ефектом від збільшення навантажувальної ємності. Наприклад, при $\rho = 2$ і $p_{10} = 0,2$ МПа клапан з $d_o = 0,6 \cdot 10^{-3}$ м за частотою коливань і запасом

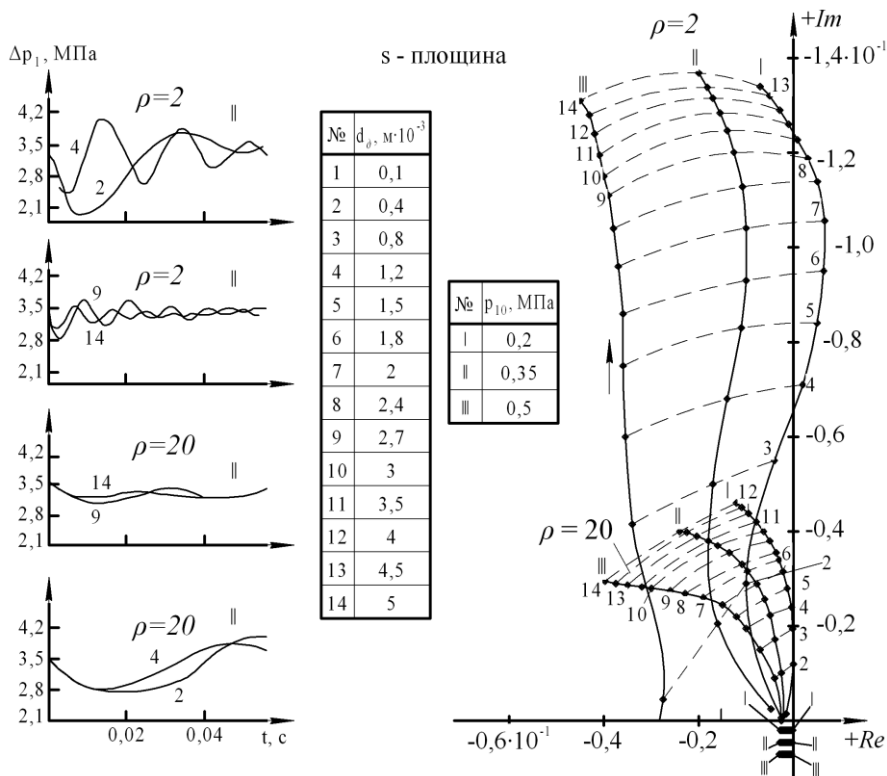


Рисунок 3 – Траекторії домінуючих полюсів при зміні діаметра дроселя у підмембранну камеру d_o

стійкості аналогічний клапану з $d_o = 3,5 \cdot 10^{-3}$ м, але з $\rho = 20$. При великих навантажувальних об'ємах ($\rho = 20$) дроселювання повітря, яке надходить у підмембранну камеру не доцільно.

Траекторії домінуючих полюсів при варіації діаметра сопла d_c при $p_{10} = 0,35$ МПа наведені на рис. 4. Траекторії I-III відповідають $\rho = 2$, а IV-

VI - $\rho = 20$. Гілки I і IV отримані для $d_o = 1 \cdot 10^{-3}$ м, II і V - для $d_o = 2,7 \cdot 10^{-3}$ м, III і VI - для $d_o = 4,2 \cdot 10^{-3}$ м.

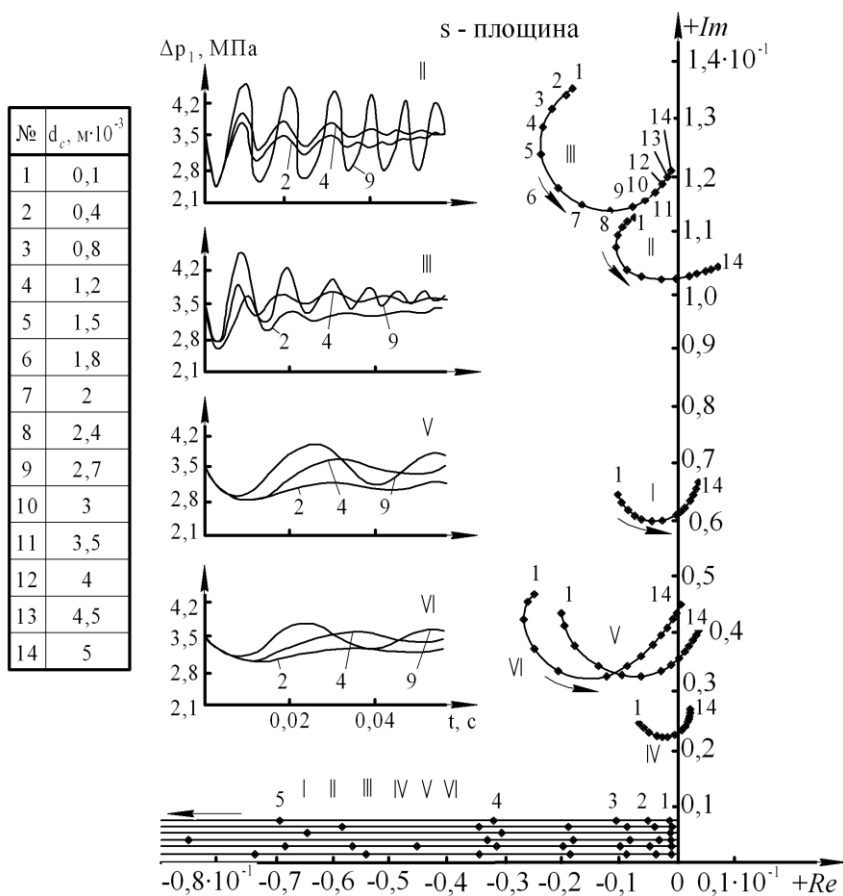


Рисунок 4 – Траєкторії домінуючих полюсів при зміні діаметра сопла d_c при різних значеннях W_0 і d_o

Рухливість комплексно-спряженого полюса невелика, але дійсний домінуючий полюс стає дуже чутливим до варіації цього параметра.

Коливальні складові обох перехідних процесів мало відрізняються одна від одної, однак показник згасання домінуючої експоненційної складової у другому випадку набагато вищий, ніж у першому. Ця складова впливає на пропускну здатність клапана. Якщо у другому випадку показник згасання коливальної і експоненційної складової однаковий, то у першому випадку в

момент затухання коливальної складової система має значний статизм, який погіршує пропускну спроможність клапана. Це особливо помітно на кривих перехідного процесу (рис. 4).

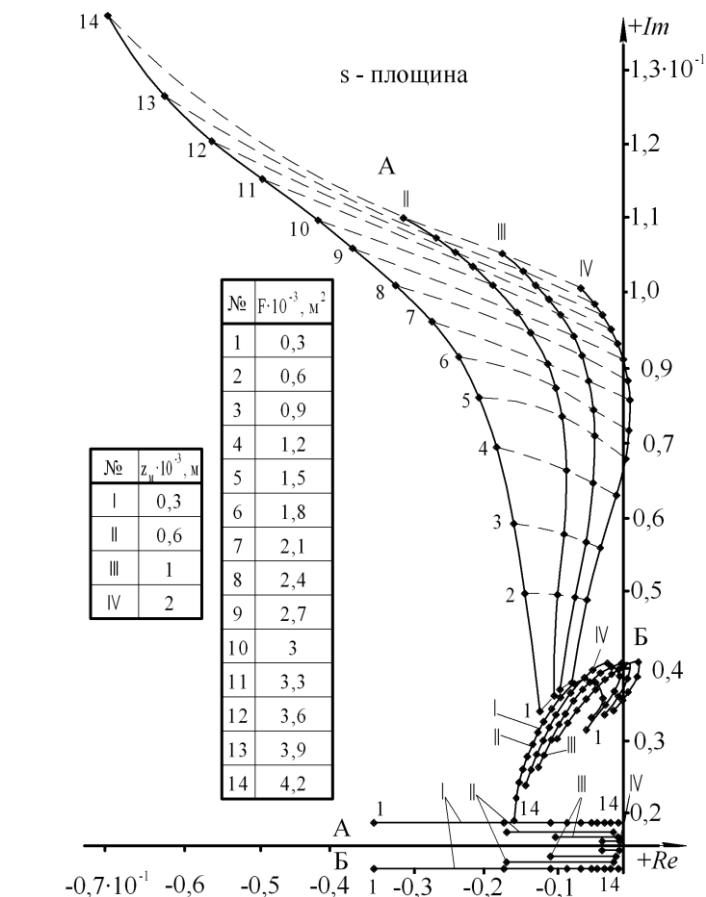


Рисунок 5 – Траекторії домінуючих полюсів при зміні ефективної площі мембрани та висоти надмембранної камери

Траекторії домінуючих полюсів при варіації ефективної площі і висоти надмембранної камери наведені на рис. 5. При цьому $d_c = 2,5 \cdot 10^{-3}$ м, $\rho = 2$, $z_n = 0,4 \cdot 10^{-2}$ м, $p_1 = 0,35$ Мпа.

Чутливість комплексно-спряженого полюса набагато вище при великому діаметрі дроселя зворотного зв'язку (А), ніж при меншому його значенні (Б).

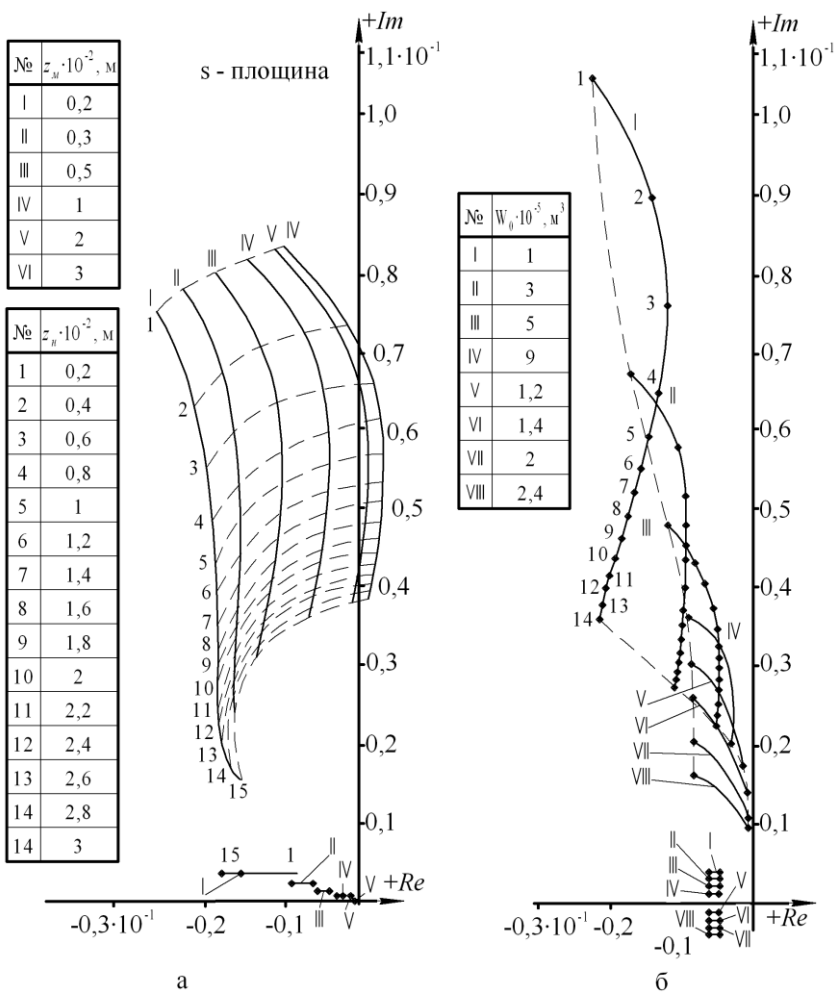


Рисунок 6 – Траекторії домінуючих полюсів при зміні висоти підмембранної камери при різних висоті надмембранної камери z_m та різних об'ємах навантаження W_0

При збільшенні ефективної площі з'являються дві протилежні тенденції у поведженні клапана: з одного боку, зростає коефіцієнт підсилення розімкненого контура регулювання, що призводить до погіршення стійкості; з іншого – збільшуються коефіцієнти k_{i6} і k_{i7} у приєднаних ланках демпфування (останні два члена у виразі (3). Причому обидві тенденції можуть бути

підсилені або ослаблені в залежності від значень інших коефіцієнтів передач (тобто від значень d_c , d_o , z_m , z_n , W_0 та інших).

Суперечливий характер впливу ефективної площі мембрани особливо чітко видно при $d_o = 1 \cdot 10^{-3}$ м (Б) на рис. 5.

На рис. 6 а та б наведені траєкторії домінуючих полюсів при зміні висоти підмембранної камери z_n при різних значеннях висоти надмембранної камери а та різних значеннях навантажувального об'єму б.

При цьому $F = 0,15 \cdot 10^{-2}$ м², $d_c = 2,5 \cdot 10^{-3}$ м, $d_o = 2,7 \cdot 10^{-3}$ м, $W_0 = 0,2 \cdot 10^{-4}$ м³ для а.

Вплив цього конструктивного розміра на стійкість також вельми суперечливий. Наприклад, при малих висотах надмембранної камери (гілки I-II) зі збільшенням z_n декремент затухання на радіан власної частоти збільшується.

При більших висотах надмембранної камери (гілки V-VI) збільшення z_n призводить до появи низькочастотних автоколивань. Аналогічно при малих навантажувальних об'ємах (рис. 6, б) збільшення z_n стабілізує роботу клапана, тоді як при великих об'ємах це призводить до погіршення стійкості.

Ці особливості функціонування пов'язані з тим, що фізичною основою досягнення стійкості для вказаних типів клапанів слугує перетворення енергії коливання мембранно-клапанного вузла в роботу стиснення, проваджувану над газом у підмембранній і надмембранній камерах, а також у внутрішню енергію газу, дросельованого через отвори у цих камерах.

Оптимальний вибір перерахованих вище параметрів із врахуванням умов експлуатації клапана дозволяє конструювати клапан, що має задовільну стійкість і гарну пропускну спроможність.

Список використаних джерел: 1. Герц Е.В., Каплунов С.М. Выбор регулятора давления для пневматического привода. – Механика машин, 1974. №46. С. 95–102. 2. Глушко А.В., Глушко В.П. Преобразование Лапласа. Свойства и применения: Пособие по спецкурсу. - Воронеж: Изд-во ВГУ, 2004. 3. Удерман Э.Г. Метод корневого годографа в теории автоматических систем. М.: Наука, 1972. 4. Чен К., Джиблин П., Ирвинг А. MATLAB в математических исследованиях: Пер. с англ. – М.: Мир, 2001.

Надійшла до редколегії 06.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Gerc E.V., Kaplunov S.M. Vybora reguljatora davlenija dlja pnevmaticheskogo privoda. – Mehanika mashin, 1974. №46. S. 95–102. 2. Glushko A.V., Glushko V.P. Preobrazovanie Laplasa. Svojstva i primeneniya: Posobie po speckursu. - Voronezh: Izd-vo VGU, 2004. 3. Uderman Je.G. Metod kornevogo godografa v teorii avtomaticheskikh sistem. M.: Nauka, 1972. 4. Chen K., Dzhibliin P., Irving A. MATLAB v matematicheskikh issledovaniyah: Per. s angl. – M.: Mir, 2001.

Лавриненко С.Н., канд. техн. наук, Харьков, Запороженко Е.Е., канд. физ.-мат. наук, Сазонова М.С., канд. физ.-мат. наук, Днепропетровск, Украина, Мамалис А.Г., д-р техн. наук, Афины, Греция

АНАЛИЗ МИКРОГЕОМЕТРИЧЕСКОГО ПРОФИЛЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ УЛЬТРАПРЕЦИЗИОННЫХ ПОЛИМЕРНЫХ ИЗДЕЛИЙ

При механічній обробці полімерних матеріалів якість поверхневого шару, що формується у процесі контролюємого спрямованого руйнування припуску на обробку, є вирішальним фактором, який зумовлює високий рівень експлуатаційних характеристик готових виробів. Одним з показників заданої якості є мікрогеометрія сформованого профілю обробленої поверхні.

При механической обработке полимерных материалов качество поверхностного слоя формируется в процессе контролируемого направленного разрушения припуска на обработку и является решающим фактором, который обуславливает высокий уровень эксплуатационных характеристик готовых изделий. Одним из показателей заданного качества является микрогеометрия сформованного профиля обработанной поверхности.

S.N. LAVRINENKO, E.E. ZAPOROZHCHENKO, M.S. SAZONOVA, A.G. MAMALIS
THE ANALYSIS OF A MICROGEOMETRICAL STRUCTURE OF ULTRAPRECISION
POLYMERIC PRODUCTS SURFACES

In mechanical machining of polymeric materials the surface layer quality as result of cut over-measure directional controlled fracture process is decisive factor which determined and provided the high level of operating characteristics of complete product. The microgeometry of finished surface formed profile is an index of adjusted quality.

Высокие требования к определенной микро- и наногеометрии формируемых в процессе резания функциональных поверхностей, характер которых определяется геометрией режущей кромки инструмента, а также варьированием параметрами режима резания, предопределяют особый интерес к вопросу влияния этих факторов на формирование различных вариантов распределения высот неровностей получаемого профиля, который, в свою очередь, определяет функциональные характеристики сформированных обработанных поверхностей готовых изделий оптического и биотехнического назначения.

Анализ микрогеометрического профиля производился по двумерным и трехмерным топограммам и соответствующим им профилограммам, отражающих рельеф поверхности любого заданного участка обработанной поверхности образца, что позволяет определять важные эксплуатационные характеристики готовых полимерных изделий, а также получать соответствующие гистограммы обработанной поверхности готового изделия. Профилограммы и гистограммы обрабатывались по методике VisionTM [1].

На рис. 1 показаны 2D и 3D топограммы и профилограммы со значениями шероховатости поверхности заготовки из полистирола, обработанной тонким шлифованием алмазным кругом по параметру среднеарифметическо-

го отклонения профиля по соответствующим осям координат $Ra_x = 1,82$ нм и $Ra_y = 1,66$ нм.

Следует отметить, что трудности изучения законов распределения заставляют ограничиться рассмотрением закона нормального распределения. Этому закону распределения очень хорошо подчиняется описание высоты неровностей поверхностей, обработанных тонким шлифованием (полированием), т. е. относительно "гладких" и "ровных" поверхностей с нерегулярным (или - в случае связанного абразива - псевдорегулярным) профилем, при компьютерной обработке таких профилограмм по программе VisionTM отсутствует даже показатель параметра шероховатости по высоте неровностей профиля по десяти точкам - Rz (см. рис. 1,а).

На топограмме отчетливо видны следы шаржирования обработанной поверхности абразивными зернами (светлые точки). Несмотря на малые размеры этих зерен, они могут негативным образом влиять на эксплуатационные характеристики готовых полимерных изделий и на их долговечность, т.е.:

- служить концентраторами внутренних напряжений, приводящих к возникновению трещин серебра в процессе эксплуатации и потере функциональных свойств;
- абразивно разрушать контактирующие с готовым изделием поверхности;
- нарушать физико-химические характеристики поверхностного слоя готовых изделий, например, поверхностную энергию биоинтактных материалов и т.д.

Гистограмма для данной обработанной поверхности изображена на рис. 1,б.

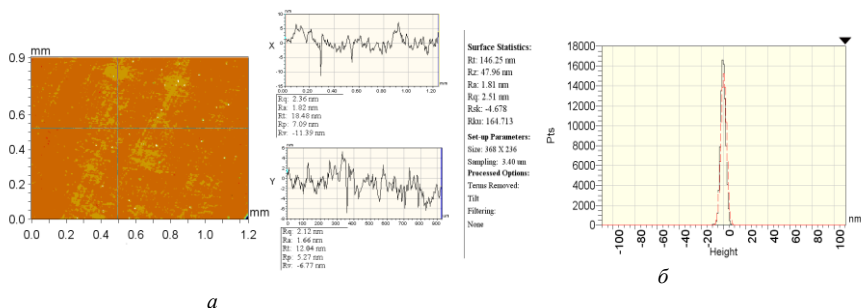


Рисунок 1 – Топограмма (а) и гистограмма распределения высот неровностей профиля (б) поверхности полистирола, обработанная полированием свободным абразивом

Для ультрапрецизионной лезвийной алмазной обработки, в результате которой предполагается формирование функциональных поверхностей со строго регулярным микрогеометрическим профилем, согласовать законы распределения шероховатости по высоте профиля с нормальным законом распределения представляется более сложной задачей. Таким образом, возникает необходимость тщательного анализа законов распределения высоты неровностей обработанных поверхностей конкретных полимерных изделий с задан-

ным регулярным профилем, а также создания соответствующей математической модели.

Законы распределения точек экстремумов высот и впадин неровностей профиля могут быть различными и при этом характер их распределения на обработанной поверхности может отличаться от нормального закона. Для установления реального закона распределения ординат высот микронеровностей с регулярным, т.е. периодическим профилем экспериментально было получено большое количество профилограмм, на которых были отображены стандартные параметры шероховатости в двух взаимно перпендикулярных по отношению к направлению следа движения режущего клина алмазного инструмента (в направлениях главного движения резания D_r и движения продольной подачи D_s) на поверхностях образцов, полученных при различных параметрах режима ультрапрезионного фрезерования.

Для характеристики соотношения случайной $r(x)$ регулярной $h(x)$ составляющей в реальном профиле вводится коэффициент геометрической регулярности профиля K_p :

$$K_p = \frac{R_h^2}{R_r^2}, \quad (1)$$

где R_h – среднее квадратичное отклонение всего профиля; R_r – среднее квадратичное отклонение случайной составляющей профиля.

При идеально регулярном профиле поверхности коэффициент регулярности профиля $K_p = 1,0$, а при идеально случайном профиле $K_p = 0$. Условно профили поверхности в зависимости от величины коэффициента K_p можно разделить на регулярные ($0,7 \leq K_p < 1$), периодические ($0,3 \leq K_p \leq 0,7$) и случайные ($0 < K_p \leq 0,3$). Коэффициент регулярности в первую очередь характеризует условия обработки и обрабатываемый материал и для полимерных материалов, который копирует контур режущей кромки инструмента почти без искажений периодическая составляющая играет решающую роль. Случайные составляющие в данном случае приводят к нарушению внутреннего отражения рабочих поверхностей оптических изделий, рассеивая световой пучок и снижая световой выход детекторов и световодов, а также ухудшая оптические характеристики линз. Полирование поверхностей, имеющих высокий показатель коэффициента регулярности ($K_p > 0,5$), не устраняет полностью светорассеивающий характер случайных составляющих микро- и нано-геометрического профиля и ведет к снижению уровня эксплуатационных показателей готовых изделий - светопропускания и светового выхода. При увеличении доли периодической составляющей с заранее заданной геометрией формообразования поверхности за счет геометрии режущего клина и заданной периодичностью профиля за счет определенной величины подачи появляется возможность создавать такой профиль поверхности, который бы способствовал однонаправленному ходу лучей в блоке детектора с наименьшими потерями в "рабочем" направлении.

На рисунках 2 - 7 представлены 2D и 3D топограммы и соответствующие им гистограммы поверхностей, полученных при торцовом фрезеровании полимерных материалов на основе полистирола (ПС) и полиметилметакрилата (ПММА) однозубой фрезой с резцовой вставкой, оснащенной природным монокристаллом алмаза и с одинаковыми параметрами режима резания: $v = 1$ м/с; $S_z = 10$ мкм/зуб; $t = 30$ мкм.

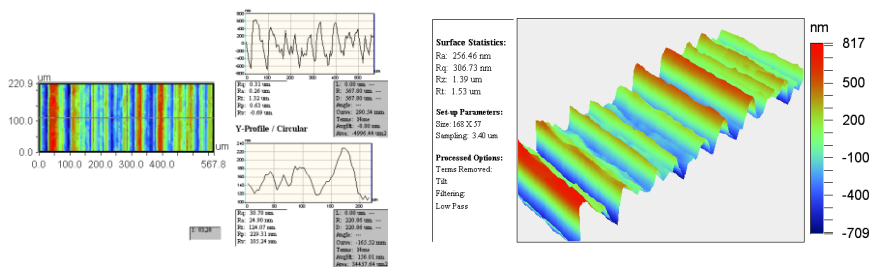


Рисунок 2 – 2D и 3D топограммы поверхности, полученной при торцовом фрезеровании полистирола однозубой фрезой с алмазной резцовой вставкой

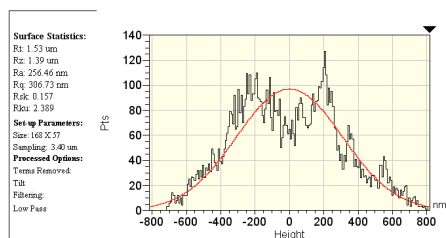


Рисунок 3 – Гистограмма поверхности изделия из полистирола (по рис. 3)

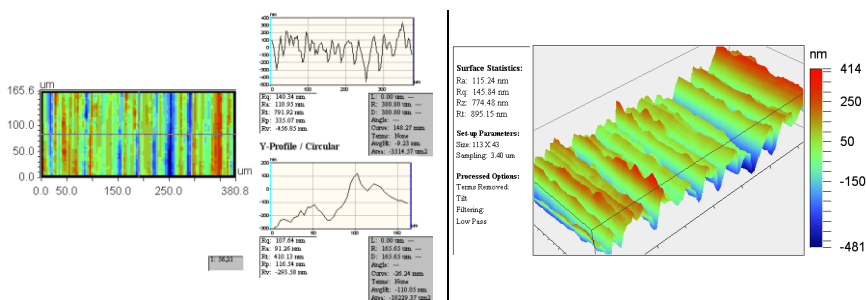


Рисунок 4 – 2D и 3D топограммы, полученные при торцовом фрезеровании полимерного материала на основе ПММА однозубой фрезой с алмазной резцовой вставкой

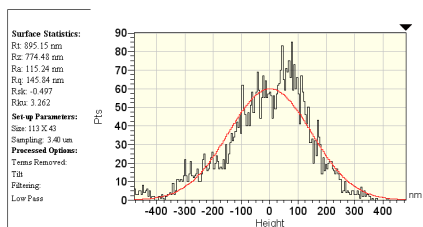


Рисунок 5 – Гистограмма поверхности изделия из ПММА, профилограмма которой представлена на рис. 6

Если включить в технологический процесс дополнительно операции доводки связанным абразивом или полирования свободным абразивом поверхностей, полученных при чистовом фрезеровании, то это приведет к тому, что в общем профиле обработанной поверхности будет доминировать случайная составляющая, наличие которой подтверждается величиной коэффициента регулярности $K_p = 0,25 \dots 0,1$, а также характером топограмм поверхности и соответствующих им гистограмм (рис. 6 и рис. 7).

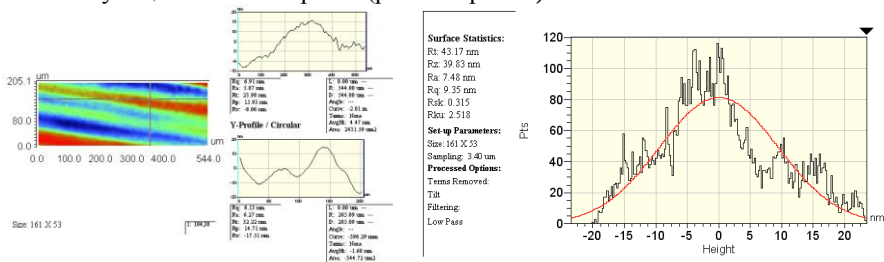


Рисунок 6 – 2D топограмма и гистограмма поверхности полимерной композиции на основе ПС, отполированная связанным абразивом

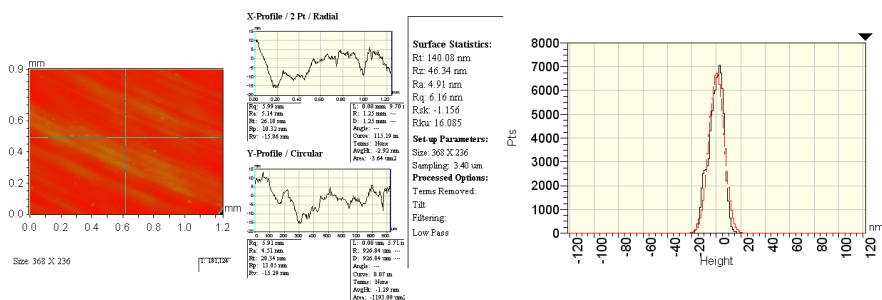


Рисунок 7 – 2D топограмма и гистограмма поверхности полимерной композиции на основе ПММА, отполированная свободным абразивом

На рис. 8 представлен характер изменения показателя светового выхода (C) готовых изделий типа сцинтилляционных детекторов с разным качеством обработки поверхности в зависимости от их длины (L). Как видно из представленных зависимостей одновременное соблюдение критерия оптимальной шероховатости и критерия функционального микрорельефа обработанной поверхности позволяет обеспечить требуемые значения светового выхода при значительно большей (приблизительно в три раза) длине готового изделия, чем при соблюдении только одного критерия оптимальной шероховатости.

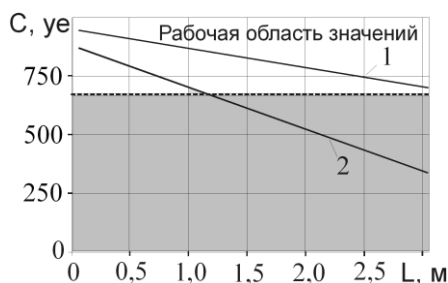


Рисунок 8 – Изменение показателя светового выхода (C) готовых изделий в зависимости от их длины (L): 1 – при условии соблюдения критерия оптимальной шероховатости и критерия функционального микрорельефа; 2 – при соблюдении только критерия оптимальной шероховатости

Таким образом, можно сделать вывод, что при достижении высокого качества регулярного формообразования на этапе ультрапрецизионной алмазной лезвийной обработки инструментом заданной геометрии можно гарантированно исключать из технологического цикла не только операции шлифования, но и операции полирования, а в случае необходимости - просветлять только участки входа и выхода лучевого потока.

Список использованных источников: 1. WYKO Corporation. RST 500 Operator's Guide / Version 1.60 – 980–082 A – 47 p.

Поступила в редколлегию 25.05.11

Bibliography (transliterated): 1. WYKO Corporation. RST 500 Operator's Guide / Version 1.60 – 980–082 A – 47 p.

І.В. Лещук, канд. техн. наук, Київ, Україна

ПЕРЕДУМОВИ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБКИ КРУГАМИ З НТМ ДОСЯГНЕННЯМ СПРЯМОВАНОЇ ЗМІНИ ХАРАКТЕРИСТИК РОБОЧОГО ШАРУ

Визначені умови керованого впливу на поновлення ріжучої здатності круга з урахуванням формозміни ріжучої поверхні круга у коловому напрямку за рахунок введення в робочий шар круга вставних секторів визначених геометричних розмірів з відповідними характеристиками робочого шару.

Определены условия направленного воздействия по возобновлению режущей способности круга с учетом формоизменения режущей поверхности круга у окружном направлении за счет введения в рабочий слой круга вставных секторов определенных геометрических размеров с соответствующими характеристиками рабочего слоя.

I.V. LECHUK

PRECONDITIONS OF INCREASE OF EFFICIENCY OF PROCESSING AROUND FROM SUPERFIRM HIGH-ALLOY MATERIALS ACHIEVEMENT OF THE DIRECTED CHANGE OF CHARACTERISTICS OF A WORKING LAYER

In this article the influence of controlled conditions for renewal of the cutting ability wheel, including forming the cutting surface wheel, in the circumferential direction by adding a layer in a working wheel sectors interpolating geometric dimensions of the relevant characteristics of the working layer.

Відомо, що при підвищенні продуктивності обробки виникає протиріччя, яке є характерним для процесів шліфування і пов'язане з тим, що таке підвищення призводить до одночасного збільшення зносу кругів та погіршення шорсткості обробної поверхні. Разом з тим, відомо, наприклад з робіт к.т.н. Захаренка І.П. та Савченка Ю.Я. [1], або д.т.н. Матюхи П.Г. [2], що ріжуча здатність кругів з НТМ при високопродуктивній обробці з часом знижується (рис. 1) і кругу необхідне відновлення цієї здатності для забезпечення продуктивної і якісної обробки. У значній мірі все це пов'язано із формозмінами ріжучої поверхні круга як у радіальному, так і коловому напрямку і, як наслідок, реальна площа ріжучої поверхні круга, що є відповідальною за знімання матеріалу за оберт круга при жорсткому торцевому шліфуванні, доволі істотно знижується. Переважно дослідники нехтують формозмінами ріжучої поверхні круга у коловому напрямку, а між тим, така формозміна існує і є істотною, а реальна площа ріжучої поверхні, відповідальна за знімання матеріалу складає за оцінками різних дослідників лише від 40 до 55%. Додатково вкажемо, що у нашому випадку, переважну увагу ми приділяємо формозмінам у коловому напрямку, оскільки саме вони, на наш погляд, визначають можливість активування ріжучої поверхні круга.

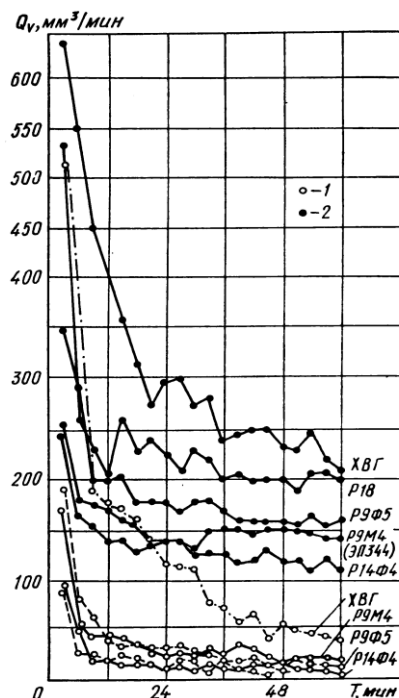


Рисунок 1 – Характерна залежність продуктивності обробки від тривалості шліфування за даними роботи [1], де 1 – для звичайного алмазного шліфування, а 2 – для алмазно-електролітичного шліфування.

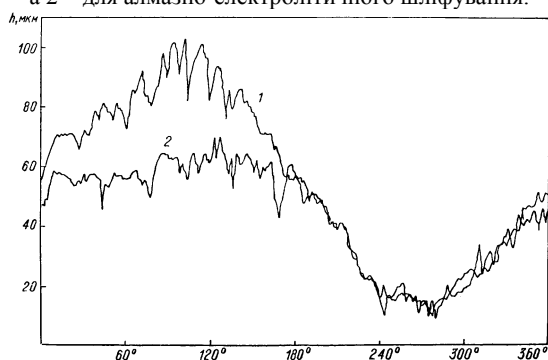


Рисунок 2 – Розгортка профілю круга з НТМ до (1) та після (2) дослідів [4].

Формування макропрофілю ріжучої поверхні круга у коловому напрямку вивчалось дослідниками переважно на абразивних кругах [3], які і зафіксували утворення хвильової формозміни їх поверхні. Автори пояснювали її утворення переважно сталими коливаннями у технологічній системі, або утворенням змінної складової зусилля різання, що призводить до нерівномір-

ного зносу круга [3]. Переміщення хвиль по поверхні круга пояснювали тим, що точки його периферії, які контактують з виробом на черговому проході постійно змінюються [3]. У кругів з НТМ також зафіксована наявність хвильового рельєфу (рис. 2) [4] та див. роботу [5], але досліджень з приводу його динаміки нами не знайдено.

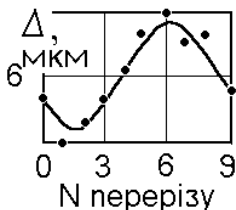


Рисунок 3 – Розгортка епюри зносу колової поверхні круга [6]

Разом з тим, в роботі д.т.н. Лавріненка В.І. [6] показано, що в усіх випадках розгортка ріжучої поверхні круга з НТМ у коловому напрямку має хвилясту форму зносу. Якщо побудувати епюру зносу колової поверхні круга по її розгортці, то вона уявляє собою хвилю (рис. 3). Автор [6] вказує, що оскільки, ріжуча поверхня круга має нерівномірний знос, то, відповідно, по такій же формі, але оберненій, формується і сама ріжуча поверхня круга у коловому напрямку, що власне і підтверджує робота [4] (див. рис. 2). На наш погляд, на цей бік формування ріжучої поверхні круга звертається невинновато мало уваги, а між тим, існування такої хвилі відбиває якраз механізм знімання матеріалу кругом з НТМ. Вкажемо також, що в роботі [6] показана динаміка руху хвилі по ріжучій поверхні круга, яка має для мети нашого дослідження дуже велике значення. Мається на увазі наступне. Якщо ми виберемо довільно будь-який радіальний переріз круга і будемо спостерігати за його зносом по товщині робочого шару протягом певного проміжку часу, причому кругом буде зшліфовуватися однакова кількість матеріалу, то побачимо, що знос є величина непостійна і змінюється вона по закону, що нагадує синусоїдний. Аналогічно і в коловому напрямку: одні радіальні перерізи будуть зношуватися швидше, а інші повільніше. У подальшому буде відбуватися зміна і перші будуть зменшувати свій знос, а другі – прискорювати. Як наслідок, в цьому випадку ми будемо спостерігати знос поверхні, який піддається певному коливальному процесу. А причиною вказаних явищ є якраз те, що хвиля на ріжучій поверхні круга переміщується по цій поверхні, що і зафіксували в роботі [3], але переміщується нерівномірно.

В дослідженнях д.т.н. Лавріненка В.І. наведена модель зміни ріжучої поверхні круга, яка враховує те, що в коловому напрямку в процесі обробки ріжуча поверхня набуває хвиляподібної формозміни, і яка в розгортці має вигляд двох ріжучих нахилів – головного (ГРН) та допоміжного (ДРН) (рис. 4). Показано, що наведена формозміна є природним процесом вибудовування ріжучих зерен на поверхні круга для зняття матеріалу і у процесі обробки відбувається зміщення вершини хвиляподібної формозміни від $t.M_0$ до $t.M_2$.

Після досягнення максимального положення $t.M_2$, відбувається процес вскриття ріжучої поверхні круга, що характеризується підвищеним зносом і поверненням до форми профілю у початкове положення КМК. Надалі відбувається знову поступове припрацювання ГРН від положення KM_0 до KM_2 і циклічне повторення процесу відновлення ріжучої здатності.

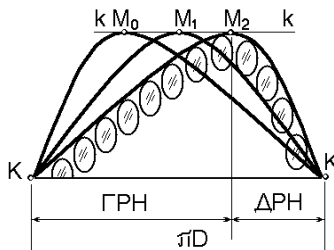


Рисунок 4 – Модель форми зносу ріжучої поверхні круга у коловому напрямку [6]



Рисунок 5 – Запропонована конструкція ріжучого шару із секторами робочого шару, що чергуються у коловому напрямку

На наш погляд, з наведеного вище треба вирізнити два найбільш важливих для нас аспекти. По-перше, бажано прагнути до утримання ГРН у найбільш максимальному положенні, а саме у KM_2K , що забезпечить участь у процесі обробки найбільшої ріжучої площі, а відтак підвищить зносостійкість круга. По-друге, зміщення вершини з $t.M_2$ до $t.M_0$, яке означає відновлення ріжучої здатності, є позитивним, але на реальному крузі воно займає до 40% поверхні і значна втрата зносостійкості круга відбувається саме в цей період. Тому, це зміщення треба залишити, але керовано зменшити величину цього зміщення, що істотно збільшить зносостійкість круга. Ці два положення і були прийняті нами за основу для розробки нової конструкції круга із чергуючимися секторами у коловому напрямку (рис. 5).

Звернемо також увагу на геометричні розміри основних шарів та вставних. Відомо [6], що в зніманні матеріалу за оберт круга за рахунок колової формозміни може приймати участь від 30 до 70% ріжучої поверхні. Саме так коливається протяжність ГРН (див. рис. 4). Для досягнення найбільшої зносостійкості круга вкрай бажано було би, щоби протяжність ГРН була би найбільшою і не змінювалася (положення KM_2K , див. рис. 4).



Рисунок 6 – Показники твердості ріжучого шару круга (1), на якому провадилися дослідження по вивченню хвильової формозміни ріжучої поверхні круга 12A2-45°150x10x3x32 - КР 100/80 - ПК-03 100%, співставлені з кількістю (2) положень (n) западини хвилі при її русі вздовж ріжучої поверхні, що припадають на визначені точки перерізів вздовж розгортки круга (маса зшліфованої сталі Р6М5Ф3 складала 864 г.).

Разом з тим, перехід від т. M_2 до т. M_0 є негативним з точки зору зносостійкості, але позитивним з точки зору забезпечення ріжучої здатності круга, адже він означає період поновлення ріжучої поверхні. Тому повністю уникнути його є неможливим, але можливо зрегулювати величину цього оновлення. В реальному крузі перехід від т. M_2 до т. M_0 складає 40% від протяжності ріжучої поверхні в коловому напрямку, а у кутовій протяжності це приблизно складає $360 \times 0,4 = 144$ градуси. Мінімальна протяжність ДРН складає приблизно 30% [7]. Це означає, що кутова протяжність додаткового ріжучого нахилу повинна бути в межах приблизно 100 градусів ($360 \times 0,3 = 108$). Якщо у нас є три основних сектори протяжністю по куту у 100 градусів, то вони займуть загалом кутову протяжність у 300 градусів. На вставні сектори, мета яких регулювати переміщення т.М лише в межах їх протяжності і активувати тим самим поверхню круга, залишається загальна кутова протяжність у 60 градусів. Можливо розбити вставні сектори рівномірно по 20 градусів ($3 \times 20 = 60$), але у нас вище задекларований принцип внесення додаткової активації у ріжучу поверхню круга, а відтак три вставних сектори спрямовано необхідно зробити неоднаковими і тоді по кутовій протяжності вони складуть 30, 20 та 10 градусів. Причому нами визначено, що для збільшення зносостійкості вставних секторів спочатку в роботу повинен входити більш протяжний вставний сектор, а потім середній і надалі менший.

Таким чином, визначено, що розмір секторів основного робочого шару не повинен перевищувати мінімальний кутовий розмір ДРН, щоби забезпечити більшу площу ГРН, а вставні сектори повинні виконувати роль забезпечення керованого відновлення ріжучої здатності круга, але при цьому кутова різниця між точками повернення M_2 до M_0 складе вже не традиційні 140–150 градусів, а лише максимум 30, що повинно значно збільшити зносостійкість круга при збереженні процесу відновлення ріжучої здатності. Забезпечити

таке відновлення вставними секторами можливо відповідною зміною характеристик ріжучого шару. Така зміна, на наш погляд, може бути у двох основних напрямках: по-перше, безпосередньою зміною характеристики ріжучого шару – зв'язкою, зернистістю та концентрацією НТМ у робочому шарі, покриттям зерен; по-друге, зміною властивостей ріжучого шару – твердістю, електропровідністю, тощо.

Тепер розглянемо, у якому саме напрямку необхідно змінювати вказані вище характеристики робочого шару на вставних секторах для забезпечення гарантованого відновлення ріжучої здатності. Якщо зробити аналіз переміщення точок западини (*min*) або вершини (*max*) хвилі по рівномірно розбитим секторам (перерізам) поверхні круга у коловому напрямку, то у якихось секторах круга цих точок буде більше, а у якихось – менше. При цьому, за деякий проміжок часу кількість *min* співпадає з кількістю *max*. Тому не дивно, що на крузі одна точка має підвищений знос. Оскільки спостерігається рух хвилі, то ця точка з часом буде мати і малий знос. Для ілюстрації наведеного вище побудована розгортка ріжучої поверхні круга у коловому напрямку, на якій вказані номери перерізів круга та кількість припадань положень впадини хвилі на конкретний переріз (рис. 6). При цьому видно, що точки перерізів 3, 4, 7, 8 мають більше максимумів, ніж, наприклад, 0, 1, 5, 6.

Першу причину нерівномірності ми надали вище: це зрив вершини профілю, викликаний процесами вскриття ріжучої поверхні круга. А ось чому нема закономірності у самому процесі нерівномірності? На наш погляд, тут грає важливу роль неоднорідність у фізико-механічних характеристиках ріжучого абразиввміщуючого шару конкретного круга по його окружній поверхні. Така неоднорідність по твердості є в літературі і досить детально описана у праці [7]. Разом з тим, круги з НТМ, навіть однакових характеристик, можуть мати твердість робочого шару, яка різниться між ними до 20 од. HRB. А це, в свою чергу, призводить до різної зносостійкості кругів. Так, наприклад згідно [8], відносні витрати КНБ при глибинному електрохімічному шліфуванні сталі Р6М5 кругом 12А2-45° 150 x10x3x32 – ЛКВ 8-М2-12Е –100 з твердістю робочого шару 74 HRB дорівнює 1,8 мг/г, а кругом з твердістю шару 92 HRB – 1,3 мг/г.



Рисунок 7 – Сліди руху вершини вздовж ріжучої поверхні круга та приклад нерівномірності такого руху.

Оскільки, як було вказано вище, круги можуть мати нерівномірну твердість, то це впливає на їх зносостійкість і на нерівномірність руху хвилі по їх поверхні. Як опосередковане підтвердження цієї гіпотези можливо звернути увагу на дані по виникненню хвильового зносу подовжного профілю рейок, наведені у роботі [8]. Її автор вважає, що він викликаний напруженнями, які виникають при прокатці рейок і проявляються у нерівномірній твердості рейок. Для перевірки висунутої гіпотези нами була вивчена твердість робочого шару кругів по тим же 10 перерізам, по яким вивчали знос круга (див. рис. 6). Якщо порівняти обидві розгортки на рис. 6, то можливо побачити, що характеристики колограм по западинам та по твердості майже співпадають. Це свідчить про те, що другою причиною нерівномірного руху хвилі по ріжучій поверхні круга, є нерівномірність у твердості самої поверхні. А, як наслідок, ми і маємо такі коливання у величині зносу круга за рівні проміжки часу або масових величин знятого матеріалу при шліфуванні.

Оскільки реально рух хвилі по поверхні круга ми можемо зафіксувати лише після вимірювання лінійного зносу ріжучої поверхні при шліфуванні і знятті достатньо великого обсягу оброблюваного матеріалу, то щоби проявити візуально подібний рух вздовж окружної поверхні круга нами був поставлений наступний експеримент, коли спрямовано на ріжучій поверхні круга формувалися анодні оксидні плівки саме на вершечках профілю і сліди руху цих вершин можливо було відстежити допоки вони не закінчили одне коло свого руху (рис. 7). Видно, що крок слідів є нерівномірним на деяких ділянках поверхні, що і підтверджує наведені нами вище дослідження по нерівномірності руху хвильової формозміни у окружному напрямку.

Визначимо нашу позицію з приводу наведеного вище. Як вказано нами вище, нерівномірність руху є елементом самозаточування ріжучої поверхні круга і, тим самим, активізації ріжучої поверхні, яка нам потрібна для покращення ріжучої здатності круга із підвищенням зносостійкості. Вставними секторами в спеціальному крузі (див. рис. 5) за рахунок зміни їх характеристики (зернистості або концентрації НТМ) ми можемо спрямовано підтримувати ріжучу здатність круга. Разом з тим, подані у даному підрозділі дослідження свідчать про те, що існує і інший підхід до спрямованого підтримання ріжучої здатності. Наведені вище дані по нерівномірності твердості здавалося б свідчать про те, що бажано прагнути до досягнення найкращої рівномірності у структурі робочого шару круга, але нами висувається інше положення, а саме положення про внесення спрямованої неоднорідності в структуру та характеристику робочого шару круга, що дозволило би досягти ефекту спрямованої активізації ріжучої поверхні круга.

Таким чином, в результаті викладених вище досліджень необхідно зробити наступні висновки:

1. Визначені умови керованого впливу на поновлення ріжучої здатності круга з урахуванням формозміни ріжучої поверхні круга у коловому напрямку

ку за рахунок додання в робочий шар круга вставних секторів визначених геометричних розмірів з відповідними характеристиками робочого шару.

2. Встановлено, що додатковою причиною нерівномірного руху хвильової формозміни ріжучої поверхні круга в коловому напрямку в процесі шліфування є нерівномірність в її твердості, а це дозволяє визначити умови спрямованого підтримання ріжучої здатності круга внесенням спрямованої неоднорідності в характеристику його робочого шару.

3. Сформульовані принципи досягнення такої спрямованої зміни характеристик ріжучого шару та визначено, що для забезпечення впливу на ріжучу здатність круга ми повинні мати багатосекторний ріжучий шар, який би містив основний робочий шар та вставні сектори, мета яких активувати цю здатність постійною зміною характеристик робочого шару в зоні обробки.

4. Визначено, що для досягнення спрямованої активації ріжучого шару круга, і одночасно невтрати в цілому зносостійкості, у випадку однакових характеристик на основному шарі та вставках, необхідно змінювати фізико-механічні властивості вставок, наприклад, підвищувати твердість робочого шару в основних секторах.

Список використаних джерел: 1. Захаренко И.П., Савченко Ю.Я. Алмазно-электролитическая обработка инструмента. – К.: Наук. думка, 1978. – 224 с. 2. Матюха П.Г. Алмазные шлифования зі стабілізацією вихідних технологічних показників за допомогою керуючих дій на робочу поверхню круга // Сучасні технології в машинобудуванні: Зб. наук. статей, Том 2. – Харків: НТУ «ХПІ», 2006. – С. 185–197. 3. Якимов А.В., Паршаков А.Н., Ларшин В.П. Управление процессом шлифования. – К.: Техніка, 1983. – 183 с. 4. Стенд для исследования процессов шлифования материалов / А.А.Орап, А.А.Сухобрус и др. // Сверхтвердые материалы. – 1994. – № 3. – С. 51–54. 5. Доброскок В.Л. Исследование взаимосвязи параметров продольного профиля кругов с выходными показателями процесса шлифования // Резание и инструмент в технологических системах. – 1999. – Вып. 54. – С. 80–89. 6. Лавриненко В.І. Наукові основи шліфування інструментальних матеріалів із спрямованою зміною характеристик контактних поверхонь. – Автореф. ... докт. техн. наук – К.: ІНМ НАН України, 2000. – 35 с. 7. Лавриненко В.І. Электрошлифование инструментальных материалов. – Киев: Наук. думка, 1993. – 155 с. 8. Виткевич Н.А. К вопросу возникновения волнового износа продольного профиля рельсов // Технологическое повышение надежности и долговечности деталей машин и инструментов. – Брянск: БИТМ, 1990. – С. 40–44.

Поступила в редколлегию 17.04.11

Bibliography (transliterated): 1. Zaharenko I.P., Savchenko Ju.Ja. Almazno-jelektro-liticheskaia obrabotka instrumenta. – K.: Nauk. dumka, 1978. – 224 s. 2. Matjuha P.G. Almaznye shlifuvannja zi stabilizacijeu vixidnih tehnologich-nih pokaznikov za dopomogou kerujuchih dii na robocuju poverhnju krugu // Suchasni tehnologii v mashinobuduvanni: Zb. nauk. statej, Tom 2. – Har-kiv: NTU «HPİ», 2006. – S. 185–197. 3. Jakimov A.V., Parshakov A.N., Larshin V.P. Upravlenie processom shlifovanija. – K.: Tehnika, 1983. – 183 s. 4. Stend dlja issledovanija processov shli-fovanija materialov / A.A.Orap, A.A.Suhobrus i dr. // Sverhtverdye materialy. – 1994. – № 3. – S. 51–54. 5. Dobroskok V.L. Issledovanie vzaimosvjazi parametrov prodo-l'nogo profilja krugov s vyhodnymi pokazateljami processa shlifovanija // Rezanie i instrument v tehnologicheskix si-stemah. – 1999. – Vyp. 54. – S. 80–89. 6. Lavrinenko V.I. Naukovi osnovi shlifuvannja instrumen-tal'nih materialiv iz sprja-movanoju zminoju harakteristik kontaktnih poverhon'. – Avtoref. ... dokt. tehn. nauk – K.: INM NAN Ukraini, 2000. – 35 s. 7. Lavrinenko V.I. Jeлектрошлифование инструмен-тал'nyh materialov. – Kiev: Nauk. dumka, 1993. – 155 s. 8. Vitkevich N.A. K voprosu voznikno-venija vol-novogo iznosa prodol'nogo profilja rel'sov // Tehnologicheskoe povyszenie nadezhnosti i dol-govechnosti detalej mashin i instrumentov. – Brjansk: BITM, 1990. – S. 40–44.

В. К. Лобанов, д-р техн. наук,
Г. И. Пашкова, канд. техн. наук, Харьков, Украина

ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ ЛИТЫХ КОРПУСОВ РЕДУКТОРОВ ГУСЕНИЧНЫХ МАШИН

На підставі виконаного дослідження обрана оптимальна схема вібраційної обробки виливків складнопрофільних деталей з алюмінієвих сплавів в процесі їх виготовлення. Показана висока ефективність застосування такої обробки для стабілізації геометричних параметрів литих корпусів редукторів гусеничних машин.

На основании проведенного исследования выбрана оптимальная схема вибрационной обработки отливок сложнопрофильных деталей из алюминиевых сплавов в процессе их изготовления. Показана высокая эффективность применения такой обработки для стабилизации геометрических параметров литых корпусов редукторов гусеничных машин.

V. K. LOBANOV, G. I. PASHKOVA

OPTIMIZATION OF CAST VIBRATING PROCESSING PARAMETERS CASES OF CATERPILLAR MACHINES REDUCERS

On the basis of conducted studies was selected the optimum scheme of vibrating processing of castings of complex-profile parts from aluminium alloys in the process of their manufacturing. The high efficiency of the use of this process for stabilization of geometrical parameters of the casted caterpillar machines gearboxes was shown.

Одной из главных задач современного машиностроения является разработка и внедрение в промышленное производство новых технологий, направленных на повышение работоспособности изделий. Проблема увеличения долговечности и надежности становится особенно актуальной в связи с созданием мощных высокопроизводительных машин, работающих в условиях высоких скоростей и нагрузок.

К числу наиболее ответственных деталей относятся корпуса редукторов приводов систем гусеничных машин. Для изготовления таких деталей широко используются сплавы на основе алюминия. Корпус редуктора – сложная по конфигурации отливка, имеющая более десяти отверстий диаметром от 100 до 255 мм (рис. 1).

Установлено, что в процессе изготовления происходит неоднократное самопроизвольное изменение формы и размеров выполненных отверстий. Зафиксировано также возникновение трещин на корпусах, что является косвенным свидетельством неравномерного напряженного состояния детали и высоких значений растягивающих напряжений.

В настоящее время для снижения напряжений, стабилизации формы и размеров конструкций во многих отраслях промышленности наряду со стабилизационным отпускком применяют вибрационную обработку [1-6], которая

является высокопроизводительным методом, пригодным для сборных, литых, кованных, сварных и горячекатаных конструкций из черных и цветных металлов. При этом параметры прочности, твердости и долговечности не снижаются. Напротив, отмечается эффект снижения склонности металла к трещинообразованию и повышение сопротивления усталости, что безусловно является положительным фактором [7-10].

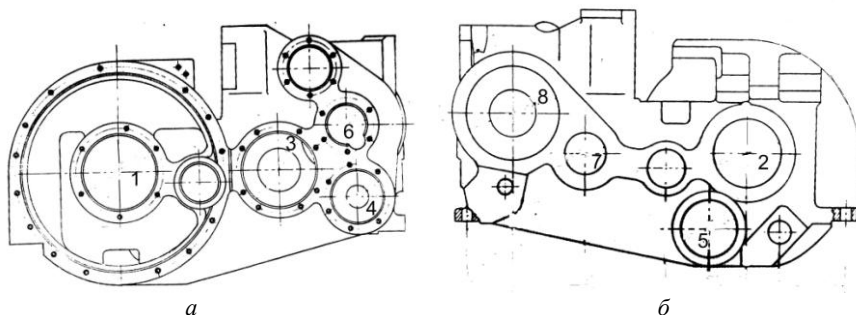


Рисунок 1 – Эскиз корпуса редуктора из сплава АК6Мг:
а – основной вид; б – с тыльной стороны

Кроме того, вибростабилизация применима к конструкциям любых размеров и массы, а оборудование, необходимое для ее осуществления, является весьма простым и малогабаритным. Существенно потенциальное сбережение времени на обработку и затрат энергии. Свобода от многих побочных эффектов, сопровождающих тепловое снятие напряжений – искривление, деформирование, снижение уровня механических свойств, делает процесс еще более привлекательным. Наиболее широкое применение получила низкочастотная резонансная вибрационная обработка.

Отечественная и зарубежная практика использования в промышленности технологии вибрационной стабилизирующей обработки располагает почти полувековым опытом ее поступательного развития. За этот период определены особенности технологии, преимущества и недостатки, области применения, достигнуты определенные успехи в разработке средств оснащения для ее реализации [11-15]. Однако на практике применение этой технологии, несмотря на явные преимущества перед другими методами обработки, сдерживается. Основной причиной является недостаточная информированность о процессах, происходящих в детали под влиянием резонансных динамических колебаний, отсутствие методов для выбора рациональных параметров виброобработки. Следует отметить также, что большая часть рекомендаций относится к обработке сварных конструкций и существенно меньше сведений по практическому применению вибрационной обработки для крупных литых деталей, в том числе из цветных сплавов.

Целью настоящей работы являлась оптимизация параметров вибрационной обработки и оценка ее эффективности для стабилизации геометрических

параметров литых корпусов редукторов гусеничных машин, изготовленных из алюминиевых сплавов.

Для исследований были использованы отливки корпусов, изготовленные из сплава АК6Мг (6,0-8,0 % Si; 0,2-0,4 % Mg; Al – ост.) литьем в кокиль и подвергнутые термообработке по режиму: нагрев до температуры $535 \pm 5^\circ\text{C}$, закалка в воду, старение при 180°C в течение 5 ч. При этом обеспечивались следующие показатели механических свойств: твердость HB ≥ 60 , σ_b 220 МПа, δ 2 %.

Вибрационная обработка корпусов осуществлялась с использованием универсальной экспериментальной установки модели 489Р производства НПО ВИСП. Установка, состоящая из подпружиненного вибростола, вибратора (вибровозбудителя) и пульта управления, позволяет плавно изменять частоту нагружения от 20 до 100 Гц, регулировать возмущающую силу на резонансных частотах в пределах до 12 кН, регистрировать ток, потребляемый вибровозбудителем, и частоту возбуждения колебаний.

Для выбора оптимальной схемы виброобработки было опробовано несколько способов крепления детали и вибратора. Крепление осуществлялось через отверстия в детали с помощью болтов, планок и шайб. Выбирали такие схемы крепления, которые обеспечивали наибольшие относительные виброускорения на основных плоскостях корпусов. При этом в качестве основания, к которому крепился корпус, были опробованы две принципиально различные детали. Первой служила тяжелая (около 0,6 т) фундаментная металлическая плита с пазами для крепления детали, установленная на полу через виброизолирующие прокладки. Корпус к плите крепился жестко. Вторым являлся вибростол, в котором верхняя рабочая плита через четыре пружины соединяется с фундаментной плитой, установленной на виброизолирующих прокладках. Применение вибростола в данном случае обусловлено необходимостью уменьшения уровня шума и меньшими энергозатратами на возбуждение колебаний.

Если при первой схеме вибратор устанавливался на детали, возбуждая колебания той ее плоскости, к которой был прикреплен, то на вибростоле возможны две схемы крепления вибратора: либо непосредственно к детали, либо к верхней рабочей плите. Тогда в детали, одной плоскостью скрепленной с плитой, возникают вибрации второй свободной плоскости. Схемы расположения детали и вибратора представлены на рис. 2.

Во всех случаях, и особенно при использовании схем 2, б и в, необходимо было оценить относительные смещения колеблющихся зон детали, которые представляют собой разности перемещений точек на поверхности детали и плиты, на которой деталь закреплена. Если относительное смещение равно нулю, вибронапряжения в детали не возникают, следовательно, виброобработка никакого воздействия на материал детали не оказывает.

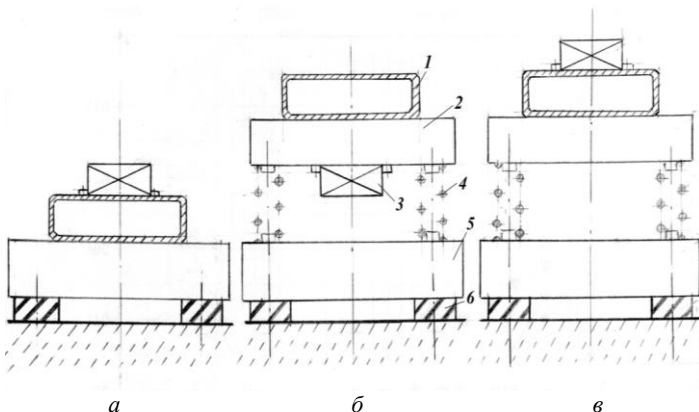


Рисунок 2 – Схема расположения детали и вибратора: 1 – обрабатываемый корпус; 2 – верхняя плита вибростола; 3 – вибратор; 4 – пружина; 5 – нижняя фундаментная плита; 6 – виброизолирующие прокладки

Измерение амплитуд виброперемещений осуществляли с помощью вибродатчика типа ИС 318-1 и высокочастотного милливольтметра ВЗ-38. При этом величина амплитуды оценивалась по уровню максимальных ускорений, достигаемых вибродатчиком в каждой исследуемой точке на длине максимального перемещения. Для всех изучаемых схем установки детали и вибратора измеряли амплитуды перемещений различных точек детали путем переустановки в них вибродатчика. Вибрационную обработку для каждого варианта установки производили в резонансном режиме – таком, при котором ток, потребляемый двигателем вибратора, был минимальным. Если обнаруживали несколько резонансных режимов, то обработку проводили при наиболее устойчивом режиме. Кроме этого, для всех схем крепления производилось измерение амплитуды вибрации основания – верхней поверхности плиты вибростола либо фундаментной плиты.

В работе исследовались следующие варианты схем крепления (нумерация отверстий показана на рис. 1):

Схема 1. Деталь закреплена на фундаментной плите на базе 650 мм через шайбы $\varnothing 90$ мм с помощью болтов, входящих в отверстия 1 и 6 детали (см. рис. 1). Вибратор своей длинной осью (ось двигателя) расположен вдоль оси детали и закреплён на ее верхней (со стороны отверстия 8) поверхности двумя болтами на базе 260 мм. Измерялись виброускорения в 10-ти точках детали и вибрация основания – верхней поверхности плиты в зоне крепления корпуса.

Схема 2. Деталь закреплена на рабочей поверхности верхней плиты вибростола на базе 540 мм через шайбы $\varnothing 90$ мм болтами, проходящими через отверстия 1 и 3. Вибратор закреплён на той же плите, только снизу, ось дви-

гателя вибратора направлена вдоль оси детали. В связи с тем, что верхняя поверхность корпуса полностью свободна, измерения виброускорений производились в 11 точках детали.

Схема 3. Деталь расположена на рабочей поверхности верхней плиты вибростола и закреплена болтами, проходящими через отверстия 1 и 6 и расположенными на расстоянии 650 мм, с помощью шайб $\varnothing$ 90 мм. Вибратор крепится к верхней поверхности детали, при этом ось двигателя вибратора располагается вдоль оси детали. Измерение виброускорений производилось в 9 точках детали.

Схема 4. Деталь закреплена в одной точке (через отверстие 3) с помощью шайбы $\varnothing$ 90 мм и одного болта. Вибратор закреплён на плите вибростола снизу, ось двигателя вибратора вдоль оси детали.

Схема 5. Вибратор расположен аналогично схеме 4. Деталь на плите закреплена на базе 150 мм (через отверстия 3 и центральное (на рис. 1 без номера)).

Схема 6. В данной схеме вибратор, закрепленный под верхней плитой вибростола, располагался относительно оси детали в поперечном направлении. Крепление детали осуществлялось аналогично схеме 3.

Обобщенные результаты измерений представлены в таблице 1. В качестве характеристики амплитуды вибрации приведены величины ЭДС вибродатчика, пропорциональные величинам виброускорений.

Анализ полученных результатов свидетельствует о следующем. Как видно из таблицы, значительные отличия в величинах вибрации в разных точках детали (до 5 раз) и в сравнении с основанием (до 8 раз) дают возможность считать схему 1 весьма эффективной для вибростабилизации. Однако данная схема имеет ряд недостатков чисто технологического свойства:

- высокая трудоемкость подготовительных операций – каждый раз при замене детали нужно снимать вибратор;
- значительный уровень шума и вибрации пола в зоне фундаментной плиты.

Значения данных для схемы 2 показывают, что имеется заметная разница между величинами вибрации основания и детали (до 4 раз) и разных точек детали (до 3 раз). Указанная схема эффективна для вибростабилизации, поскольку максимальная разница амплитуд (в единицах ЭДС вибродатчика) составляет 32...62 mV. Кроме того, схема весьма технологична, так как замена детали в сравнении со схемой 1 существенно упрощена. Недостатком схемы является некоторая неустойчивость резонансного режима, причем в некоторых точках происходит произвольное изменение величины амплитуды в процессе обработки. Шум и вибрация пола в зоне размещения вибростола при данной схеме существенно ниже, чем в 1 случае.

Таблица 1 – Параметры вибрационной обработки по различным схемам литых алюминиевых корпусов

Номер схемы		Параметры режима возбуждения при резонансе		Величина ЭДС вибродатчика в точках, mV											
				Частота, Гц	Ток нагруз- ки, А	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1		63	0,9	30	22	58	70	85	15	40	34	82	46	–	10
2		83	1,0	30	30	45- 60	32	55- 70	28	45	32	44	66	58- 90	23
3		83	0,8	75	64	64	84	87	44	87	82	90	–	–	35
4	4.1	50	1,5	20	25	75	18	44	15	25	35	22	54	45	–
	4.2	63	1,2	22	30	120	18	40- 50	25	40	40	30	100	45	–
5		38	34	14	9	78	8	22	10	20	13	14	60	20	–
6		50	1,5	25	30	80- 90	28	35- 40	27- 35	25- 30	25- 30	12- 18	–	–	16

Схема 3 по сравнению со схемой 2 имеет то преимущество, что режим обработки очень устойчив во времени. Максимальная разница амплитуд (в единицах ЭДС) вибродатчика составляет 46 mV, что указывает на возможность получения эффективного результата. Шум и вибрация пола в зоне размещения вибростола невелики. Недостаток схемы только один – недостаточная технологичность, т. к. при замене детали нужно крепить не только ее, но и вибратор к ней.

Для проверки стабильности обработки по данной схеме был проведен специальный опыт. Деталь на вибростоле трижды вводилась в резонансный режим. Измеряемые параметры практически совпали, ЭДС вибродатчика при закреплении в соответствующих точках были аналогичны приведенным в таблице. Небольшие отличия (до 5 mV) связаны с точностью установки вибродатчика в соответствующих точках.

Для вариантов 4 и 5 фактически приводятся результаты измерения амплитуд вибраций двух модификаций схемы 2: при неизменном положении вибратора (под рабочей плитой вибростола) менялась база крепления детали.

При креплении детали по схеме 4 были обнаружены два близко расположенных резонансных режима, поэтому в таблице приведены результаты измерения амплитуд вибраций для обоих режимов (4.1 и 4.2). Как показывают данные таблицы, оба резонансных режима весьма близки по амплитудам вибраций практически во всех точках. Поэтому для практических целей могут быть использованы оба режима. Однако недостатком приведенной схемы, несмотря на очевидную ее технологичность, является малая разница амплитуд в большинстве точек измерения. Исключения составляют только точки 3 и 10, обе находящиеся в зоне отверстия 2. Такая неравномерность распределения амплитуд не позволяет рекомендовать указанную схему для дальнейшего использования. Кроме того, шум и вибрация в зоне обработки чрезвычайно велики – без специальной камеры обработку вести нельзя.

Приведенные в таблице результаты измерения амплитуд при использовании схемы 5 показывают, что при высокой разнице их значений в разных точках измерения на поверхности детали резонансный режим обладает токопотреблением, в два раза большим, чем при других схемах, т. е. выведение на резонансный режим происходит сложнее. Кроме того, повышенная сила тока означает, что вибратор работает в более тяжелых условиях, чем при других схемах возбуждения вибраций, а значит можно ожидать, что надежность и долговечность вибратора при применении такой схемы будут пониженными.

Что касается рассматриваемой схемы 6, режим при ней нестабилен, резонанс неустойчив, для его поддержания требуется постоянное присутствие оператора во время обработки.

Анализ достоинств и недостатков всех рассмотренных схем обработки позволил для обработки опытной партии корпусов выбрать схему 3, которая обеспечивает высокий уровень относительных амплитуд вибраций, устойчивое повторение параметров обработки при переустановках, высокую стабильность параметров режима вибраций за все время обработки каждой детали.

Помимо выбора оптимальной схемы виброобработки в данном исследовании было произведено измерение величины напряжений, возникающих в характерных точках детали при виброобработке в резонансном режиме. Необходимость такого исследования обусловлена тем, что в процессе виброобработки в детали возникают циклические напряжения, величина которых не должна превышать предела выносливости. В ином случае часть ресурса по долговечности может быть израсходована на технологические нужды. Поэтому в качестве характерных точек были выбраны те, где предполагались максимальные напряжения. Задача решалась методом электрического тензометрирования с использованием тензорезисторов типа 2ПКБ-10-100Б с базой 10 мм и сопротивлением 100 Ом.

Тензорезисторы были наклеены по стандартной методике клеем циакрин в продольном и поперечном направлении в зонах с высокими (датчики № 1, 2, 3) и небольшими (датчик № 4) амплитудами вибраций. При этом исходили из следующих предпосылок. По своей конструкции корпус представляет конструктивный элемент коробчатого типа. В местах заделки верхней и нижней плоскостей, колеблющихся аналогично заделанным по контуру мембранным пластинам, можно ожидать минимальных амплитуд (место максимальной жесткости), но максимальных напряжений. Наоборот, в средней части колеблющейся мембраны могут иметь место максимальные амплитуды перемещений и минимальные напряжения.

Измерение и запись показаний тензорезисторов производились с помощью тензоусилителя 8АНЧ-7М и самописца Н-338. Тарировка показаний тензорезисторов производилась с помощью изгиба стандартной балки равного сопротивления.

В таблице 2 приведены результаты тензометрирования при виброобработке по схемам 1 и 3.

Таблица 2 – Значения напряжений при вибрационной обработке алюминиевых корпусов по различным схемам

Номер точки	Значения напряжений, МПа	
	при виброобработке по схеме 1	при виброобработке по схеме 3
1	1,0	0,5
2	5,6	1,0
3	1,4	0,6
4	11,2	2,5

Из данных таблицы 2 следует, что при использовании обеих исследуемых схем возбуждения вынужденных колебаний даже в резонансном режиме максимальные напряжения у заделки плоскости не превышают 11,2 МПа. Нет никаких оснований ожидать, что в какой-либо зоне обрабатываемой детали номинальные напряжения выше измеренных в данном случае. Даже при наличии концентрации напряжений, в реальной конструкции редко превышающих значение $K_\sigma = 3$, максимальные значения напряжений намного ниже, чем предел выносливости материала корпуса (70 МПа).

С другой стороны, учитывая полученные результаты, следует предполагать, что вибростабилизация размеров в данном случае осуществляется по механизму повышения релаксационной стойкости материала, т. е. воздействие на остаточные макронапряжения будет минимальным.

Оценку эффективности вибрационной обработки для стабилизации геометрических параметров осуществляли на отливках отмеченных корпусов.

Определение твердости методом Полюди показало, что материал корпусов соответствует техническим условиям. Однако можно выделить три группы деталей: с высокой твердостью (НВ 102-107), со средней твердостью (НВ 92-96), с малой твердостью (НВ 84-85).

Виброобработку опытной партии корпусов производили по оптимальной схеме (№ 3). Каждую деталь обрабатывали индивидуально в два приема – со стороны отверстия 8 и с противоположной стороны. Время обработки с каждой установки – 15 минут, т. е. каждый корпус обрабатывался 30 минут. Параметры, характеризующие работу установки и вибрацию деталей, контролировались непрерывно с помощью вибродатчика ИС 318-1 и милливольтметра типа ВЗ-38.

В целом, параметры виброобработки на разных корпусах несколько отличались, т. к. при обработке всегда соблюдали следующий принцип: путем плавного повышения частоты находили такой резонансный режим, при котором ток, потребляемый вибратором, был минимальным. Именно такой режим работы считался оптимальным. На резонансную частоту корпуса оказывает влияние не только незначительные колебания его геометрических размеров в необработанной и обработанной частях, но и параметры закрепления вибратора и детали. Все это обусловило некоторые различия в режимах виброобработки.

В среднем, частота обработки корпусов составляла 80-86 Гц, сила тока – 0,8-0,9 А, величина ЭДС вибродатчика, характеризующая амплитуду, находилась в пределах от 60 до 120 мВ.

Диаметр каждого из отверстий измерялся в 4-х сечениях, расположенных одно относительно другого под углом 45°, причем первое сечение во всех случаях выбиралось перпендикулярно к базовой плоскости детали при ее установке на расточном станке. Замеры проводили с помощью нутромеров типа ИЧ с ценой деления 0,01 мм. При этом фиксировалась температура в зоне измерений.

В качестве исходного при сравнительных исследованиях выбран серийный вариант.

Прежде чем приступить к анализу полученных результатов измерений, рассмотрим некоторые факторы, влияющие на их точность.

Накопленный за время проведения работы опыт дает основание считать, что использованная в данной работе методика измерений может приводить к заметным случайным погрешностям. Это связано, прежде всего, с тем, что точки измерений в каждом сечении не были зафиксированы специальными метками. Из-за несовершенства геометрии отверстий несовпадение точек контакта инструмента с деталью при нескольких измерениях может привести к ошибкам в пределах $\pm 0,01$ мм. Такая методика была обусловлена сложностью нанесения меток на используемые в производстве детали.

Еще одним источником случайных ошибок при измерениях является погрешность индикаторного нутромера, достигающая 0,02 мм. Таким образом, максимальная суммарная ошибка измерений может достигать 0,03 мм.

Очевидно, что температура воздуха в зоне измерений существенно влияет на их результаты. Для сплава АК6Мг, из которого изготовлены корпуса, температурный коэффициент линейного расширения составляет $23-24,5 \cdot 10^{-6}$

град⁻¹. Это значит, что изменение температуры всего на 2°С приводит к изменению диаметра отверстия на 0,01 мм (расчет проведен для исходного диаметра 200 мм). Температура воздуха в процессе измерений менялась в довольно широких пределах – от 19°С до 27,5°С, что равноценно изменению диаметра на 0,04 мм, т. е. соизмеримо с допуском на размер.

Сравнение результатов измерения температуры с характером изменения диаметров отверстий в процессе вылеживания полностью подтверждает такую зависимость.

Обобщенные результаты исследований показаны на диаграмме, приведенной на рис. 3.

Одной из основных характеристик корпусов является соответствие фактических размеров отверстий заданным и с учетом установленных чертежом допусков. Поэтому первой сравнительной характеристикой выбрано общее количество размеров, выходящих за пределы чертежных допусков (вариант 1 на диаграмме). Результаты такого анализа показывают, что виброобработка более чем в 2 раза уменьшает склонность корпусов к изменению размеров, выходящих за пределы поля допусков.

Однако приведенные значения не в полной мере отражают разницу между серийными и опытными корпусами, так как в результатах подсчетов в неявном виде присутствуют погрешности измерений, перечисленные выше.

Для снижения неточностей измерений было решено аналогичный подсчет произвести для размеров, выходящих за пределы допуска более чем на 0,03 мм, а размеры, отличающиеся от чертежных менее чем на 0,03 мм, не учитывать.

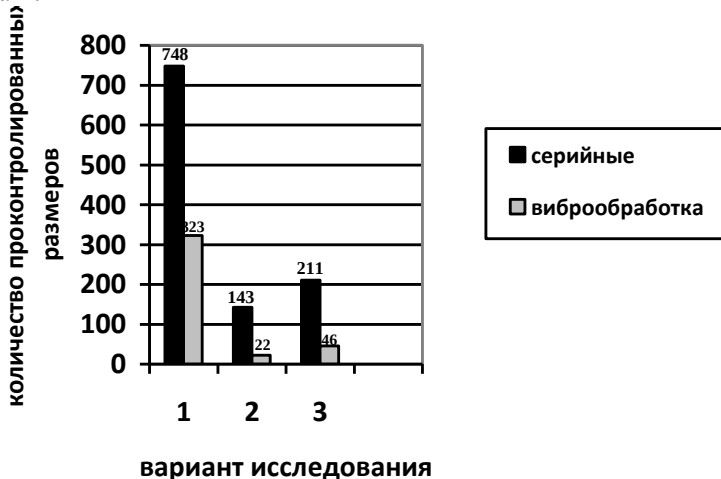


Рисунок 3 – Количество проконтролированных размеров отверстий, выходящих за пределы поля допусков: 1 – общее; 2 – более чем на 0,03 мм; 3 – при измерениях в течение суток

Приведенные данные подтверждают правильность такого выборочного учета: в данном случае количество размеров, выходящих за пределы допуска, в результате виброобработки уменьшается в 6,5 раз по сравнению с серийными корпусами (вариант 2 на диаграмме).

Исходя из указанных соображений, при дальнейшем сравнительном анализе любые отклонения менее 0,03 мм было решено условно не учитывать.

Важной характеристикой стабильности размеров отверстий в корпусах является также амплитуда изменений размеров в течение суток. Поэтому было подсчитано общее количество суточных изменений размеров для обеих партий корпусов (вариант 3 на диаграмме).

Полученные результаты свидетельствуют о том, что виброобработка практически в 4,5 раза уменьшает суточные изменения размеров отверстий в корпусах.

Кроме общего количества суточных изменений размеров отверстий представляет несомненный интерес уровень таких изменений. Для анализа этой характеристики было подсчитано количество изменений в пределах каждого интервала размеров.

Полученные данные, приведенные в таблице 3, подтверждают несомненное преимущество виброобработанных корпусов над серийными.

Таблица 3 – Распределение суточных изменений размеров отверстий по величинам отклонений

Величина изменений за сутки, мм	Количество изменений проконтролированных размеров для корпусов	
	серийных	с виброобработкой
0,04	94	32
0,05	55	10
0,06	29	3
0,07	17	1
0,08	6	–
0,09	6	–
0,10	2	–
0,11	2	–
0,12	1	–

На основании комплекса проведенных исследований и полученных результатов можно сделать следующие выводы:

1. Разработана технологическая схема и основные параметры вибрационной обработки корпусов, позволяющие обеспечивать идентичные условия при обработке партий деталей.

Из различных опробованных вариантов крепления детали и возбуждения вынужденных колебаний выбрана схема, обеспечивающая максимальный уровень относительных амплитуд, повторяемость их при перестановках одной и той же детали и установках различных деталей, а также достаточно высокую стабильность значений амплитуд в процессе обработки.

2. Сравнение десяти корпусов, подвергнутых вибрационной обработке, с аналогичными десятью серийными деталями показало высокую эффективность виброобработки для стабилизации геометрии отверстий в деталях:

- общее количество размеров, выходящих за пределы допуска на чертежный размер, в 2 раза меньше, чем в серийных корпусах. При этом количество размеров с отклонениями от чертежных более 0,03 мм в результате виброобработки уменьшается в 6,5 раз по сравнению с серийными;

- количество изменений контролируемых размеров корпусов с виброобработкой за каждые сутки вылеживания более чем в четыре раза меньше аналогичных отклонений в серийных корпусах;

- отклонения фактических размеров корпусов с виброобработкой от чертежных существенно (примерно в два раза) меньше по абсолютной величине, чем серийных деталей.

Для внедрения процесса вибрационной обработки корпусов редукторов гусеничных машин в опытно-промышленное производство создан гибкий участок с виброкомплексом для изготовления корпусных деталей, позволивший существенно повысить их качество.

Список использованных источников: 1. Коцюбинский О.Ю. Коробление чугунных отливок от остаточных напряжений. – М.: Машиностроение, 1965. – 175 с. 2. Винокуров В.А. Отпуск сварных конструкций для снижения напряжений. – М.: Машиностроение, 1983. – 215 с. 3. Вибрационное старение чугунных отливок/ О.Ю. Коцюбинский, А.М. Герчиков, Э.Ч. Гини // Литейное производство. – 1962. – № 4. – С.31-34. 4. Гини Э.Ч. Вибрационное старение чугунных деталей. – Ереван: Айастан, 1970. – 145 с. 5. Борздыка А.М., Гецов Л.Б. Релаксация напряжений в металлах и сплавах. – М.: Металлургия, 1972. – 304 с. 6. Вибрационное старение корпусных чугунных деталей станков: Обзор/ В.Д. Анистратов, Э.Ч. Гини, –М.: НИИМАШ, 1981. – 36 с. 7. Вибростабилизирующая обработка металлических деталей/ Г.Н. Иванова, М.Н. Мозильнер, В.Г. Полнов, О.Г. Чикадили. – Алма-Ата, 1987. – 61 с. 8. Шнеер Ф.З., Панов В.И. Вибрационная обработка крупногабаритных конструкций с целью уменьшения деформации и склонности к образованию трещин // Сварочное производство. – 1983. – № 5. – С. 13-15. 9. Янус Ю.Р. Исследование влия-

ния вибрационного воздействия на релаксацию остаточных напряжений, структуру и свойства конструкционных сталей и алюминиевых сплавов: Автореф. дисс. ... канд. техн. наук 05.16.04. – Свердловск, 1988. – 21 с. **10.** Исследование влияния виброобработки на снижение деформаций коробления и припусков на механическую обработку сварных тонкостенных деталей из алюминиевых сплавов/ *Б.А. Брусиловский, А.И. Дрыга* // Вибрации в технике и технологиях: Тр. III Междунар. науч.-техн. конф. – Евпатория, 1998. – С.96-99. **11.** *Сутырин Г.В.* Снижение остаточных напряжений сварных соединений низкочастотной вибрационной обработкой // Сварочное производство. - 1983. - №2. - 22 – 24. **12.** Статические и динамические способы снижения уровня остаточных напряжений и стабилизации размеров отливок/ *В.Г. Горенко, П.В. Русаков* //Повышение надежности и долговечности литых деталей: сборник научных трудов. – К.: АН УССР Институт проблем литья. – 1987. – С. 23-39. **13.** *Дрыга А.И.* Вибростабилизирующая обработка сварных и литых деталей в машиностроении. Теория, исследования, технология.– Краматорск: ДГМА, 2004. – 168 с. **14.** *Русаков П.В.* Совершенствование способов применения динамического нагружения для интенсификации процессов старения отливок: Дис. ... канд. техн. наук.: 05.16.04. – К., 2002. – 244 с. **15.** *Колот О. В.* Підвищення надійності технології вібростабілізуючої обробки на основі оптимізації її режимів: автореф. дис. ... канд. тех. наук 05.03.08. – Київ, 1997. – 16с.

Поступила в редколлегию 15.04. 2011

Bibliography (transliterated): 1. Kocjubinskij O.Ju. Koroblenie chugunnych otlivok ot ostatocnyh naprjazhenij. – M.: Mashinostroenie, 1965. – 175 s. 2. Vinokurov V.A. Otpusk svarnyh konstrukcij dlja snizhenija naprjazhenij. – M.: Mashinostroenie, 1983. – 215 s. 3. Vibracionnoe starenie chugunnych otlivok/ O.Ju. Kocjubinskij, A.M. Gerchikov, Je.Ch. Gini // Litejnoe proizvodstvo. – 1962. – № 4. – S.31-34. 4. Gini Je.Ch. Vibracionnoe starenie chugunnych detalej. – Erevan: Ajastan, 1970. – 145 с. 5. Borzdyka A.M., Gecov L.B. Relaksacija naprjazhenij v metallah i splavah. – M.: Metallurgija, 1972. – 304 s. 6. Vibracoinnoe starenie korpusnyh chugunnych detalej stankov: Obzor/ V.D. Anistratov, Je.Ch. Gini, –M.: NIIMASh, 1981. – 36 s. 7. Vibrostabilizirujuwaja obrabotka metallicheskih detalej/ G.N. Ivanova, M.N. Mogil'ner, V.G. Polnov, O.G. Chikadili. – Alma-Ata, 1987. – 61 s. 8. Shpeer F.Z., Panov V.I. Vibracionnaja obrabotka krupnogabaritnyh konstrukcij s cel'ju umen'shenie deformacii i sklonnosti k obrazovaniju trewin // Svarochnoe proizvodstvo. – 1983. – № 5. – S. 13-15. 9. Janus Ju.R. Issledovanie vlijanija vibracionnogo vozdejstvija na relaksaciju ostatocnyh naprjazhenij, strukturu i svojstva konstrukcionnyh stalej i aljuminievych splavov: Avtoref. diss. ... kand. tehn. nauk 05.16.04. – Sverdlovsk, 1988. – 21 s. 10. Issledovanie vlijanija vibroobrabotki na snizhenie deformacij koroblenija i pripuskov na mehanicheskiju obrabotku svarnyh tonkostennyh detalej iz aljuminievych splavov/ B.A. Brusilovskij, A.I. Dryga // Vibracii v tehnike i tehnologijah: Tr. III Mezhdunar. nauch.-tehn. konf. – Evpatorija, 1998. – С.96-99. 11. Sutyryn G.V. Snizhenie ostatocnyh naprjazhenij svarnyh soedinenij nizkoclastotnoj vibracionnoj obrabotkoj // Svarochnoe proizvodstvo. - 1983. - №2.- 22 – 24. 12. Staticheskie i dinamicheskie sposoby snizhenija urovnja ostatocnyh naprjazhenij i stabilizacii razmerov otlivok/ V.G. Gorenko, P.V. Rusakov //Povyshenie nadezhnosti i dolgovechnosti lityh detalej: sbornik nauchnyh trudov. – K.: AN USSR Institut pro-blem lit'ja. – 1987. – S. 23-39. 13. Dryga A.I. Vibrostabilizirujuwaja obrabotka svarnyh i lityh detalej v mashinostroenii. Teorija, issledovanja, tehnologija.– Kramatorsk: DGMA, 2004. – 168 s. 14. Rusakov P.V. Sovershenstvovanie sposobov primenenija dinamicheskogo nagruzhenija dlja intensifikacii processov starenija otlivok: Dis. ... kand. tehn. nauk.: 05.16.04. – К., 2002. – 244 с. 15. *Колот О. В.* Підвищення надійності технології вібростабілізуючої обробки на основі оптимізації її режимів: автореф. дис. ... канд. тех. наук 05.03.08. – Київ, 1997. – 16с.

В. К. Лобанов, д-р техн. наук,
Г. И. Пашкова, канд. техн. наук, Харьков, Украина

СТАБИЛИЗАЦИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ЛИТЫХ КОРПУСОВ РЕДУКТОРОВ ГУСЕНИЧНЫХ МАШИН

Наведено результати дослідження впливу різних видів обробок на геометричну стабільність виливків складнопрофільних деталей з алюмінієвих сплавів в процесі їх виготовлення. Показана ефективність використання вібростабілізації у порівнянні з додатковим відпуском після попередньої механічної обробки.

Приведены результаты исследования влияния различных видов обработки на геометрическую стабильность отливок сложнопрофильных деталей из алюминиевых сплавов в процессе их изготовления. Показана эффективность применения вибростабилизации по сравнению с дополнительным отпуском после предварительной механической обработки.

V. K. LOBANOV, G. I. PASHKOVA
**STABILIZATION OF GEOMETRICAL PARAMETERS OF CAST CASES OF
CATERPILLAR MACHINES REDUCERS**

Results of research of influence of different types of treatment on geometrical stability of founding of complex details from aluminium alloys in the process of their making were given. Was shown the efficiency of application of vibrostabilizing as compared to additional vacation after a mechanical rough-down.

В современной технике в качестве конструкционных материалов широко используют сплавы на основе алюминия, главным преимуществом которых является низкая плотность и высокая удельная прочность, что в сочетании с хорошей коррозионной стойкостью делает их незаменимыми при изготовлении тяжелонагруженных деталей двигателей и трансмиссий. К числу наиболее ответственных деталей, изготавливаемых из алюминиевых сплавов, относятся корпуса редукторов приводов систем гусеничных машин.

Корпус редуктора – сложная по конфигурации литая деталь, имеющая более десяти отверстий диаметром от 100 до 255 мм, которые выполняются на расточных станках (рис. 1). После окончательной обработки указанных отверстий деталь подвергается ряду дальнейших операций – сверлению мелких отверстий, фрезерованию плоскостей и др.

Установлено, что в процессе производства происходит неоднократное самопроизвольное изменение формы и размеров выполненных отверстий. Зафиксировано также возникновение трещин на корпусах, что является косвенным свидетельством неравномерного напряженного состояния детали и высоких пиковых значений растягивающих напряжений.

Представляет интерес оценка характера коробления корпуса после чистовой расточки отверстий и вылеживания, а также выявление влияния операций механической обработки, следующих за расточкой, на изменение геометрии и размера корпуса.

Известно, что эффективными способами стабилизации геометрических параметров являются стабилизирующий отпуск и вибрационная обработка [1-5].

Стабилизирующий отпуск – одна из широко распространенных операций, проводимых для снижения уровня остаточных напряжений и стабилизации размеров деталей. Указанная операция эффективна для стальных деталей, термообработанных на средний и низкий уровень твердости, но может быть менее эффективна для деталей из термоупрочняемых алюминиевых сплавов вследствие ограничения возможной температуры отпуска сравнительно низкими значениями температуры старения.

Вибростабилизация – прогрессивный процесс, нашедший применение в промышленности. Практическое использование вибрационной обработки подтверждает высокую эффективность указанного способа для стабилизации формы и размеров деталей из сталей, чугуна и алюминиевых сплавов. Поэтому данный метод может применяться взамен длительных и подчас малоэффективных термических способов снижения остаточных напряжений.

Целью настоящей работы являлось исследование эффективности применения дополнительного отпуска и вибрационной обработки для стабилизации размеров литых корпусов редукторов гусеничных машин.

Контроль изменения геометрии осуществлялся на отливках корпусов, изготовленных из сплава АК6Мг (6,0-8,0 % Si; 0,2-0,4 % Mg; Al – ост.) литьем в кокиль и подвергнутых термообработке по режиму: нагрев до температуры $535 \pm 5^\circ\text{C}$, закалка в воду, старение при 180°C в течение 5 ч. При этом обеспечиваются следующие показатели механических свойств: твердость HB ≥ 60 , σ_b 220 МПа, δ 2 %.

Определение твердости методом Полюди на каждой из деталей в трех точках показало, что значения твердости корпусов находятся в пределах от 60 до 99 HB.

Чистовая расточка отверстий в корпусах производилась одной партией в один день с контролем размеров следующих отверстий: $\varnothing 190 + 0,046$ мм (1, 2, 3); $\varnothing 140 + 0,035$ мм (4, 5); $\varnothing 115 + 0,035$ мм (6, 7); $\varnothing 255 + 0,05$ мм (8). Расположение и нумерация отверстий показаны на рис. 1, а, б.

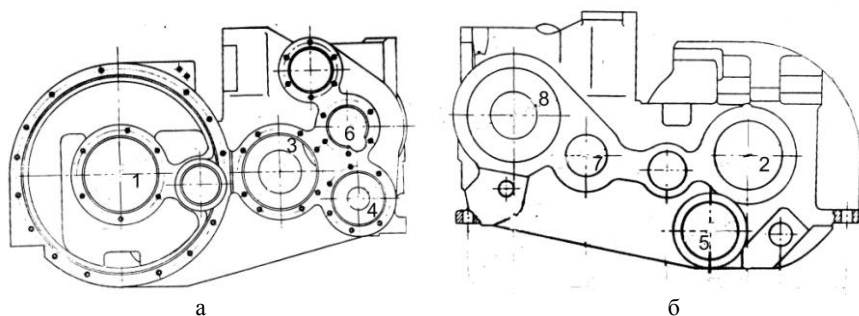


Рисунок 1 – Эскиз корпуса редуктора из сплава АК6Мг:
а – основной вид; б – с тыльной стороны

Диаметр каждого из указанных отверстий измерялся в 4-х сечениях, повернутых одно относительно другого на 45° , причем первое сечение во всех случаях выбиралось перпендикулярно к базовой плоскости детали при ее установке на расточном станке. Измерения проводили с помощью нутромеров типа ИЧ с ценой деления 0,01 мм.

Измерение диаметров всех отверстий производилось в день расточки, затем ежедневно в течение 5-ти дней, затем еще через 10 дней (на 15-й день после обработки). При этом осуществлялась фиксация температуры воздуха в месте расположения деталей. Непосредственно после изготовления все размеры отверстий находились в пределах чертежных допусков.

На основании проведенных измерений установлено:

- уже через сутки после чистовой расточки наблюдается заметное изменение исходных размеров отверстий: величина отклонений от чертежных допусков достигает на некоторых отверстиях 0,05-0,07 мм;

- в процессе вылеживания форма и размеры отверстий меняются самым произвольным образом, на некоторых корпусах наблюдалось наличие предельных отклонений в сторону уменьшения отверстий, на других – в сторону их увеличения, на отдельных корпусах изменения размеров вообще незначительны. Это обусловлено, по-видимому, рядом трудно учитываемых факторов: особенностями остаточного напряженного состояния, возникшего в результате предшествующей термообработки, сложностью формы детали, обусловивших взаимное влияние близко расположенных отверстий и т. д.;

- даже через 15 дней после чистовой расточки на каждом из десяти исследованных корпусов имеется от одного до четырех отверстий, диаметр которых выходит за пределы чертежных допусков. Кроме того, размеры отверстий части корпусов больше предусмотренных чертежом, поэтому не могут быть исправлены;

- в связи с тем, что температура воздуха в процессе измерений изменялась незначительно (в пределах $1-2^\circ\text{C}$), ее влияния на изменение геометрических размеров отверстий не зафиксировано.

Анализ результатов измерений, проведенных после наиболее металлоемких операций механической обработки (фрезерование боковых поверхностей, сверление и нарезание резьбы крепежных отверстий под шпильки, сверление ступенчатого отверстия диаметром 18 мм на перемычке между отверстиями 2 и 5) показал, что осуществление указанных операций приводит к заметному росту отклонений формы и размеров отверстий. Любой съем металла в напряженной детали приводит к перераспределению исходных остаточных напряжений и, как следствие, к возникновению деформаций. Поэтому следовало ожидать, что операции фрезерования и сверления должны привести к дальнейшим изменениям формы и размеров контролируемых отверстий.

Так, в 1,7 раза увеличилось количество отверстий, имеющих отклонения от чертежных допусков, практически в 1,5 раза возросло количество корпусов с отверстиями, не подлежащими исправлению.

Сравнительная оценка формы контролируемых отверстий также подтверждает рост необратимых неравномерных деформаций после окончатель-

ного изготовления: по сравнению с исходным состоянием на более чем 50% отверстий увеличились искажения цилиндрической формы.

Таким образом, операции механической обработки корпусов, следующие за расточкой, приводят к заметному росту отклонений как формы, так и размеров отверстий. Произвести раздельную оценку влияния каждой из операций чистовой механической обработки оказалось невозможным: любое силовое воздействие приводит к изменениям размеров даже в зонах, весьма удаленных от зоны воздействия.

Для стабилизации размеров корпусов исследовано применение двух режимов дополнительного отпуска, проводимого после предварительной механической обработки:

1 режим – нагрев в печи до 150°C, выдержка при этой температуре 8 часов, охлаждение на воздухе;

2 режим – нагрев в печи до 170°C, выдержка при этой температуре 15 часов, охлаждение на воздухе.

На корпусах производилось измерение твердости непосредственно после отпуска, затем осуществлялась чистовая расточка отверстий и в течение 5 дней после расточки производилось измерение диаметров отверстий по приведенной выше методике.

Анализ полученных результатов показывает следующее:

Дополнительный отпуск ни по одному из режимов не привел к снижению значений твердости корпусов по сравнению с серийными.

Стабилизирующий отпуск по 1 режиму оказал некоторое положительное влияние на стабильность размеров и формы контролируемых отверстий. Так, через сутки после чистовой расточки отпущенных корпусов предельные отклонения сверх допуска не превышают 0,03 мм (для серийных корпусов эти отклонения достигают 0,05-0,07 мм); общее количество отверстий с отклонениями, выходящими за чертежный размер, составило 29,8 % по сравнению с 38,5 % для серийных корпусов.

В то же время следует отметить, что на ряде отверстий предельные изменения размеров отверстий могут достигать 0,1 мм, как и у серийных корпусов. Кроме того, вылеживание в течение 5 дней не уменьшает количества отверстий с отклонениями, выходящими за пределы чертежных допусков.

В целом отпуск при температуре 150°C в течение 8 часов, даже учитывая полученный в данном случае положительный эффект, окончательно проблемы стабилизации корпусов не решает.

Стабилизирующий отпуск по режиму 2 оказался еще менее эффективным: через сутки после окончательной расточки количество отверстий с отклонениями, превышающими допуск, увеличивается в 1,9 раза, а на пятые сутки еще на 11,7 %, при этом предельные отклонения от допуска достигали величины 0,08-0,12 мм. Кроме того, возникают также существенные искажения формы отверстий – разница размеров для различных сечений составляет 0,07 мм.

Таким образом, на основании полученных результатов предложенные режимы отпуска не могут быть рекомендованы для стабилизации формы и размеров отверстий в корпусах.

Характер изменения формы и размеров отверстий после операций фрезерования и сверления корпусов после отпуска при температуре 150°C свидетельствует о том, что отпуск по режиму 1 оказывает некоторое положительное влияние на уменьшение коробления корпусов по сравнению с серийным вариантом, однако, недостаточное для полного устранения брака корпусов по короблению: после окончательного изготовления 56,5 % отверстий имели отклонения, превышающие чертежный допуск.

Для вибрационной обработки корпусов была использована универсальная экспериментальная установка модели 489Р производства ВИСП. Установка состоит из вибростола, 2-х вибраторов и пульта управления, позволяет плавно изменять частоту нагружения от 20 до 100 Гц, регулировать возмущающую силу на резонансных частотах в пределах до 12 кН, регистрировать ток, потребляемый вибровозбудителем, и частоту возбуждения колебаний.

Схема виброобработки корпусов приведена на рис. 2.

Обрабатываемая деталь устанавливается на вибростол, состоящий из двух плит – верхней и нижней, между которыми расположены четыре свободно опертых пружины. Нижняя плита изолирована от пола специальными виброгасящими резиновыми подушками. Как видно из схемы колебательной системы, вибростол в данном случае использовался только как средство виброизоляции колеблющихся масс (деталь и вибратор) от пола.

Верхняя плита служит в данном случае для крепления обрабатываемой детали. Корпус устанавливался на металлические подставки и жестко крепился к плите с помощью болтов. К другой свободной торцевой поверхности жестко крепился вибратор последовательно в двух взаимно перпендикулярных направлениях. Затем корпус переворачивали и аналогичной обработке подвергали другой его свободный торец. Таким образом, корпус обрабатывался за 4 установки вибратора. В дальнейшем число установок уменьшили до двух: обработка при поперечном положении вибратора вызывала колебания свободного конца детали со значительно меньшей амплитудой, чем при продольном положении вибратора. Амплитуду вибраций в различных точках детали определяли с помощью вибродатчика типа ИС 318-1 и высокочастотного милливольтметра ВЗ-38. В процессе обработки непрерывно фиксировали ток, потребляемый вибратором, частоту нагружения и амплитуду вибрации. Обработку производили на резонансной частоте, определяемой путем плавного изменения частоты нагружения: при достижении резонансной частоты ток, потребляемый вибратором, падает, а амплитуда вибрации резко возрастает.

Обработку детали при оптимальном режиме производили в течение 15 минут для каждой установки вибратора и детали.

После виброобработки осуществлялась механическая обработка, после чего производились измерения диаметров отверстий непосредственно после обработки и после вылеживания по описанной выше методике.

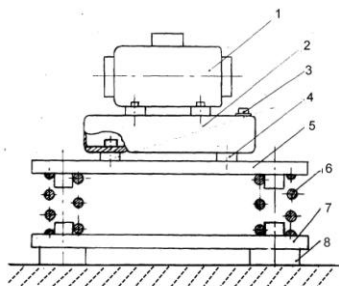


Рисунок 2 – Схема установки для вибрационной обработки деталей: 1 – вибратор, 2 – обрабатываемая деталь, 3 – вибродатчик, 4 – подставки, 5 – верхняя плита, 6 – пружина, 7 – нижняя плита, 8 – виброгасящие подушки

Изучение характера и особенностей изменения формы и размеров отверстий при вылеживании на виброобработанных корпусах показали следующее:

- вибрационная обработка принципиально меняет поведение корпусов при вылеживании в сравнении как с серийными корпусами, так и с корпусами после термостабилизации. Количество корпусов с отверстиями, размеры которых выходят за пределы чертежных допусков, существенно меньше, после вылеживания основное количество размеров практически не меняется, форма отверстий по сравнению с исходным состоянием не искажается – первоначально круглые отверстия остаются круглыми. Тем самым подтверждается высказанное выше предположение о стабилизирующем влиянии виброобработки;

- наблюдаемые на некоторых отверстиях изменения размеров до 0,04 мм за период вылеживания выпадают из общей закономерности и носят, по видимому, случайный характер.

Обобщенные результаты измерений размеров отверстий в корпусах после различных вариантов обработки представлены в таблице.

Анализ результатов проведенных исследований позволяет сделать следующие выводы:

- на всех стадиях изготовления корпусов редукторов гусеничных машин и при их вылеживании происходит изменение формы и размеров отверстий, во многих случаях превышающее пределы чертежных допусков. Эти изменения обусловлены релаксацией остаточных напряжений, возникающих в деталях в процессе изготовления и усугубляемых сложностью ее конфигурации;

- дополнительный стабилизирующий отпуск при температуре 150°C в течение 8 часов оказывает положительное влияние на стабильность формы и размеров отверстий под стаканы, но это влияние невелико и не может окончательно решить проблему коробыления корпусов в производстве.

Стабилизирующий отпуск при 170°C в течение 15 часов в данном исследовании не привел к положительным результатам;

- наиболее эффективным способом стабилизации размеров корпусов является вибрационная обработка, выполняемая после расточки отверстий под стаканы.

Таблица – Результаты измерения размеров отверстий в корпусах после различных видов обработки

№ п/п	Вид обработки	Время измерений	Количество отверстий, %	
			с размерами, выходящими за пределы чертежных допусков	не подлежащих исправлению
1	Чистовая расточка отверстий	через сутки	38,5	7,9
		через 15 суток	41,9	8,1
2	Механическая обработка после чистовой расточки отверстий	через сутки	70,8	12,4
3	Отпуск при 150°C, 8 ч	через сутки	29,8	7,3
		через 5 суток	31,2	8,2
4	Отпуск при 170°C, 15 ч	через сутки	71,7	13,4
		через 5 суток	83,4	14,5
5	Механическая обработка после отпуска 150°C	через сутки	56,5	9,9
6	Вибрационная обработка	непосредственно после обработки	8,7	0
		через 15 суток	9,6	0

Проверка эффективности вибростабилизации на серийной партии корпусов показала, что стабильность геометрии отверстий корпусов увеличилась более чем в 4 раза.

На основе результатов проведенного исследования создан гибкий участок с виброкомплексом для изготовления корпусных деталей, позволивший внедрить процесс виброобработки корпусов редукторов гусеничных машин в опытно-промышленное производство.

Список использованных источников: 1. Коцюбинский О.Ю. Коробление чугунных отливок от остаточных напряжений. – М.: Машиностроение, 1965. – 175 с. 2. Винокуров В.А. Отпуск сварных конструкций для снижения напряжений. – М.: Машиностроение, 1983. – 215 с. 3. Борздыка А.М., Гецов Л.Б. Релаксация напряжений в металлах и сплавах. – М.: Металлургия, 1972. – 304 с. 4. Шпеер Ф.З., Панов В.И. Вибрационная обработка крупногабаритных конструкций с целью уменьшения деформации и склонности к образованию трещин // Сварочное производство. – 1983. – № 5. – С. 13-15. 5. Дрыга А.И. Гибкий автоматизированный участок с виброкомплексом для обработки корпусных деталей // Станки и инструмент. – 1992. – № 3. – С. 2-3.

Поступила в редакцию 25.03.2011

Bibliography (transliterated): 1. Kocjubinskij O.Ju. Koroblenie chugunnych otlivok ot ostatocnyh naprjazhenij. – M.: Mashinostroenie, 1965. – 175 s. 2. Vinokurov V.A. Otpusk svarnyh konstrukcij dlja snizhenija naprjazhenij. – M.: Mashinostroenie, 1983. – 215 s. 3. Borzdyka A.M., Gecov L.B. Relaksacija naprjazhenij v metallah i splavah. – M.: Metallurgija, 1972. – 304 s. 4. Shpeer F.Z., Panov V.I. Vibracionnaja obrabotka krupnogabaritnyh konstrukcij s cel'ju umen'shenie deformacii i sklonnosti k obrazovaniju trevin // Svarochnoe proizvodstvo. – 1983. – № 5. – S. 13-15. 5. Dryga A.I. Gibkij avtomatizirovannyj uchatok s vibrokompleksom dlja obrabotki korpusnyh detalej // Stanki i instrument. – 1992. – № 3. – S. 2-3.

Т.В. Лысенко, д-р техн. наук, И.В. Прокопович, канд. техн. наук,
А.А. Коряченко, Одесса, Украина

ПРИМЕНЕНИЕ СТРУКТУРНЫХ ИДЕНТИФИКАТОРОВ В ЛИТЕЙНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

На прикладі лиття в піщано-смоляні форми розглянута проблема боротьби з дефектами виливків, викликаними винятково порушеннями в технології ливарного виробництва. Запропонований метод виявлення таких порушень за рахунок ін'єкції в технологічний процес схованого інтелектуального ідентифікатора, який реагує на відхилення параметрів тех-процесу і підміну особи, що обслуговує устаткування на робочих місцях.

На примере литья в песчано-смоляные формы рассмотрена проблема борьбы с дефектами отливок, вызванными исключительно нарушениями в технологии литейного производства. Предложен метод выявления таких нарушений за счет инъекции в технологический процесс скрытого интеллектуального идентификатора, реагирующего на отклонения параметров тех-процесса и подмену лица, обслуживающего оборудование на рабочих местах.

T.V. LYSENKO, I.V. PROKOPOVICH, A.A. KORJACHENKO

APPLICATION OF STRUCTURAL IDENTIFIERS IN FOUNDRY MANUFACTURE

On an example of sand-pitch forms molding the problem of struggle against cast defects, by the caused exclusively in foundry manufacture technology infringements is considered. The method of revealing of such infringements at the expense of an injection in the technological process the latent intellectual identifier reacting to deviations of technical process parameters and substitution of serving the equipment on workplaces persons is offered.

Во многих случаях важной задачей является оценка риска возникновения дефектов литья в зависимости от разнообразных нарушений технологического процесса изготовления отливок. Для решения задачи должны быть идентифицированы опасности, являющиеся причиной риска, а также пути, по которым эти опасности могут реализовываться (МЭК 60300-3-9).

Идентификация опасности предполагает систематическую проверку исследуемой системы с целью идентификации типа присутствующих неустраняемых опасностей и способов их проявления. Статистические записи дефектов и опыт предшествующих анализов риска могут обеспечить полезный вклад в процесс идентификации опасности. Следует признать, что существует элемент субъективизма во мнениях об опасностях и что идентифицированные опасности не всегда могут быть в исчерпывающей мере теми опасностями, которые могли бы представлять угрозу для системы. Необходимо, чтобы идентифицированные опасности подвергались пересмотру при поступлении новых данных. Методы идентификации опасности в широком смысле делятся на две категории:

а) сопоставительные методы, примерами которых являются ведомости проверок, индексы опасностей и обзор данных эксплуатации;

б) фундаментальные методы, которые построены таким образом, чтобы стимулировать группу исследователей к использованию прогноза в сочетании с их знаниями по отношению к задаче идентификации опасностей путем постановки ряда вопросов типа «а что, если...?».

Предварительную оценку значения идентифицированных опасностей необходимо выполнять, основываясь на анализе последствий и изучении их основных причин.

Предварительная оценка значения идентифицированных опасностей определяет выбор последующих действий:

а) принятие немедленных мер с целью исключения или уменьшения опасностей;

б) прекращение анализа, поскольку опасности или их последствия являются несущественными;

в) переход к оцениванию риска.

В литейном производстве чаще всего используются многофакторные процессы, модели которых, как правило, представляют собой системы сложных дифференциальных уравнений с большим количеством переменных [1, 2]. Их решение сталкивается не только с математическими трудностями, – ведь, практически, все используемые в таких уравнениях коэффициенты, свойства применяемых материалов и параметры окружающего среды носят стохастический характер с довольно большим разбросом значений.

В то же время не меньшие проблемы создают и организационно-психологические факторы: режимы процессов, полученные в результате сложных расчетов, не соблюдаются, показания точных приборов игнорируются, составы используемых смесей не выдерживаются. Причиной этих нарушений зачастую является то, что на этапах техпроцесса используются сезонные либо случайные рабочие, которые не соответствуют культуре производства, поддерживаемой на предприятии.

В этих условиях сложно не только проектировать и управлять процессами литья, но и контролировать их соответствие действующим нормативным документам, которые в реальном производстве чаще всего сознательно или бессознательно нарушаются. Все это приводит к тому, что производители отливок не всегда могут найти действительные причины возникающего брака: техпроцесс неудачно спроектирован, в работе материалы с отклонениями свойств, сработал «человеческий фактор» и т.п.

Для решения этих проблем предлагается метод, который состоит во введении в технологический процесс литья структурных идентификаторов (рис. 1), позволяющих ответить на следующие вопросы:

- было ли нарушение технологического процесса;
- если было, то на каком участке;
- было ли нарушение следствием непреодолимых причин или оно представляет собой отклонение от культуры производства;

– что можно сделать, чтобы вручную или автоматически компенсировать нарушение.



Рисунок 1 – Схема метода структурных идентификаторов

Идентификация сводится к действиям, дополняющим (явно или скрыто) нормативный техпроцесс литья. Это, например, введение в исходные материалы (формовочные смеси, шихту) дополнительных веществ, изменяющих структуру формовочного материала так, что превышение допустимых норм становится наблюдаемым на выходе процесса.

Химический состав, количество и метод введения того или иного вещества определяется перечнем контролируемых параметров, диапазоном изменений каждого из них и другими технико-экономическими факторами. Основные требования к идентификаторам: однозначность и значимость признаков, нетоксичность и относительно небольшая стоимость. В основе «работы» предлагаемых структурных идентификаторов лежит наличие перколяционного порога в процессе замещения некоторой доли неизмененного идентификатора на измененный (рис. 2).

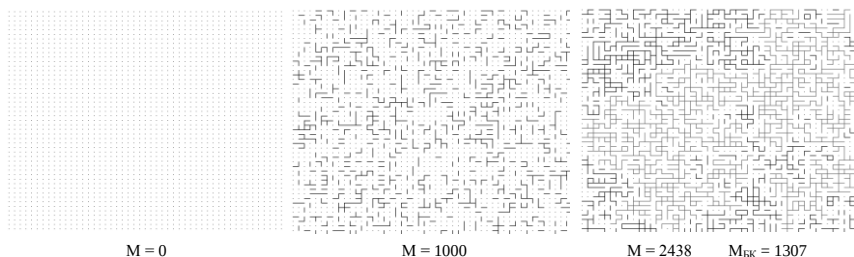


Рисунок 2 – Увеличение мощности M кластера проводящего материала
о мере проведения модельного эксперимента

Такое замещение приводит при некоторой концентрации добавки к скачкообразному изменению свойств гетерогенной системы [3]. Однако, это явление, столь характерное для электропроводности и газопроницаемости (достаточно, например, одного электропроводного БК минимальной мощности, заместившего часть исходного неэлектропроводного кластера, чтобы изменить электропроводность на несколько порядков), «не работает» при моделировании такого параметра, как теплопроводность.

Это объясняется существенным отличием электропроводности проводника и изолятора (миллионы раз) по сравнению с отличием в теплопроводности тех же материалов (единицы раз). Аналогичная причина приводит к резкому возрастанию проницаемости стенки после появления первой сквозной поры (кластера пор). Для того же, чтобы присутствие нового компонента стало заметным с точки зрения теплопроводности, нужно, чтобы его кластер (или кластеры) обладал заметной мощностью, что достигается введением нового компонента в концентрации, существенно превышающей перколяционный порог. Поэтому, при моделировании тепловых явлений в форме важными параметрами являются не только конечность кластеров, но и их мощность. Таким образом, моделирование замещения компонентов с резко различными параметрами, значением которых у одного из компонентов можно пренебречь (например, газопроницаемостью сплошной стенки или электропроводностью хорошего изолятора), сводится к моделированию возникновения новых возможностей протекания там, где их раньше не было вообще.

Например, для контроля температуры внутри песчаной литейной формы в диапазоне 150 – 350 °С можно использовать фенолформальдегидные смолы, деструкция которых существенно зависит от кинетики изменения температуры в точке контроля, а в диапазоне 900 – 1350 °С – смесь порошков окислов (стекла), которая в зависимости от температуры по-разному оплавляется и остекловывается. В первом случае деструкция приведет к разупрочнению формы, а во втором – к резкому падению ее газопроницаемости.

В качестве примера можно привести также вещества, которые при превышении порога допустимой температуры изменяют свою форму с глобулярной на пластичную (исходные «шарики» плавятся и заполняют поры между песчинками), создавая тем самым условия для возникновения бесконечных кластеров (БК) электропроводного вещества и скачкообразного изменения электрического сопротивления участка смеси.

Процесс идентификации нарушений запускается, если качество отливок не удовлетворяет требованиям технического контроля. В этом случае информация от системы идентификации передается менеджменту процесса в целом, а также на его начальные этапы для принятия соответствующих технических и организационных мер. Схема алгоритма, реализующего метод структурной идентификации технических и организационных нарушений в литейном производстве, приведена на рис. 3.

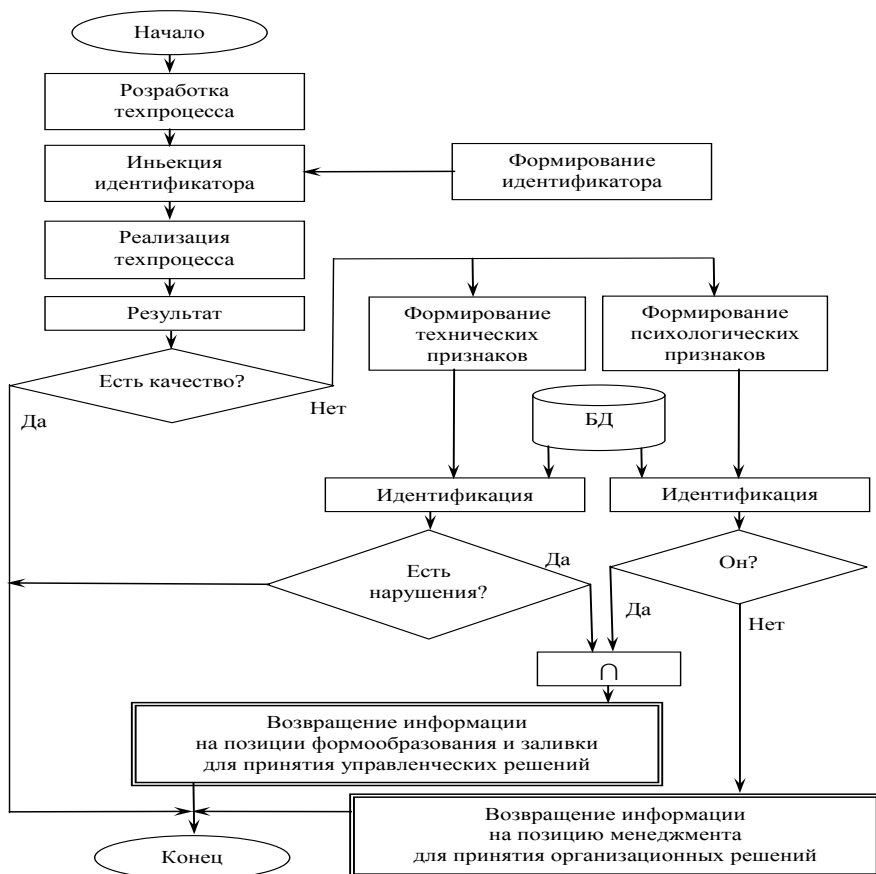


Рисунок 3 – Схема алгоритма метода интеллектуальной идентификации технических и организационных нарушений в литейном производстве

Рассмотрим в качестве примера техпроцесс, в который входят девять последовательно выполняемых операций, причем результаты осуществления операций 1 – 8 являются исходными для последующих, а результат 9-й операции – результатом реализации техпроцесса в целом, с помощью которого отдел контроля может оценить качество продукции (рис. 4).

Испытание системы идентификации в условиях действующего производства и техпроцесса с заведомо правильными характеристиками (т.е. такого, который при тщательном соблюдении режимов формообразования, плавки и литья давал заведомо положительные результаты по качеству поверхности отливок) показал следующие результаты (табл.).

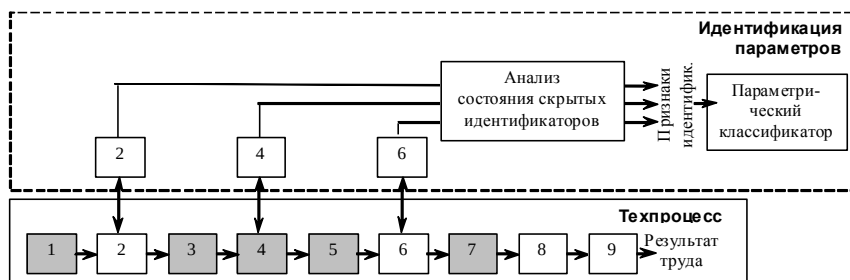


Рисунок 4 – Пример реализации метода идентификации нарушений

Таблица – Результаты идентификации нарушений

№№ п/п	Наличие дефектов	Наличие отклонения температуры	Наличие отклонения давления газов	Наличие отклонения концентрации	Нарушение культуры производства
1	–	не идент.	не идент.	не идент.	не идент.
2	+	–	–	+	+
3	+	+	–	–	–

Как видно из таблицы, в первом случае отливки получались без дефектов, поэтому систему идентификации не запускали. Во втором случае дефекты появились, и система идентификации выявила нарушение в области концентрации захламляющей добавки, что, скорее всего, связано с рабочим, который работает на смесеприготовительном участке. В третьем – дефекты вызваны превышением температуры формирования оболочковой формы, связанным с нарушениями в работе системы газового подогрева. Проверки подтвердили выводы идентификатора и позволили устранить перечисленные нарушения.

Список использованных источников: 1. Баландин Г.Ф. Основы теории формирования отливки. – Часть 1. – М.: Машиностроение, 1976. – 328 с. 2. Серебро В.С. Процессы тепло- и массопереноса при формировании отливки. – К.: УМК ВО, 1992. – 79 с. 3. Становский А.Л. Модельный эксперимент на взаимопроникающих кластерах замещения в литейной форме А.Л. Становский, В.Н. Пурич, А.Г. Онищенко // Труды ОПУ. – 1999. – Вып. 1(7). – С. 8 – 10.

Статья поступила в редколлегию 12.05.11

Bibliography (transliterated): 1. Balandin G.F. Osnovy teorii formirovaniya otlivki. – Chast' 1. – M.: Mashinostroyeniye, 1976. – 328 s. 2. Serebro V.S. Processy teplo- i massopere-nosa pri formirovanii otlivki. – K.: UMK VO, 1992. – 79 s. 3. Stanovskij A.L. Model'nyj jeksperiment na vzaimopronikajuwih klasterah zameweniya v litejnoj forme A.L. Stanovskij, V.N. Purich, A.G. Oniwenko // Trudy OPU. – 1999. – Vyp. 1(7). – S. 8 – 10.

А.Я. Мовшович, д-р техн. наук, М.М. Буденный, канд. техн. наук,
Г.И. Ищенко, Б.В. Горелик, канд. техн. наук,
Ю.А. Кочергин, Харьков, Украина

СВОЙСТВА ВАКУУМНО-ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ И ИХ ВЛИЯНИЕ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА

Приведені результати експериментального дослідження технологічних параметрів багатослойного покриття на працездатність інструменту при обробці конструкційних матеріалів.

Приведены результаты экспериментального исследования технологических параметров многослойного покрытия на работоспособность инструмента при обработке конструкционных материалов.

MOVSHOVICH A.JA., BUDENNYJ M.M., IWENKO G.I., GORELIK B.V., KOCHERGIN JU.A.
PROPERTIES OF VACUUM-PLASMA COVERINGS AND THEIR INFLUENCE ON WORKING
CAPACITY OF THE TOOL

Results of an experimental research of technological parameters of a multilayered covering on working capacity of the tool are resulted at processing of constructional materials.

Введение

Одним из основных условий повышения износостойкости режущего инструмента является исключение процесса схватывания между сходящей стружки обрабатываемого материала и покрытием инструмента. Оно должно быть химически инертно к обрабатываемому материалу.

Выбор оптимального покрытия представляет собой довольно сложную задачу и зависит главным образом от условий применения, материала заготовки, применяемого металлорежущего оборудования, а также от требуемых результатов (производительность, качество и др.).

На практике одни и те же инструменты могут применяться при обработке различных материалов, поэтому, не исключена возможность того, что в ряде случаев не происходит повышения их стойкости.

В настоящее время все большее применение находят многослойные и композиционные покрытия с переменными свойствами и химсоставом. Например, многослойные покрытия с чередующимися по твердости слоями значительно лучше сопротивляются хрупкому разрушению при деформации инструментального материала.

На базе такой конструкции возможна реализация целого ряда покрытий, включающих твердые растворы нитридов (карбидов) металлов четвертой группы [4] Периодической системы.

Важной характеристикой инструментального материала является его твердость. Причем наибольший интерес представляет твердость приповерх-

ностных объемов лезвия, которые в процессе резания находятся под воздействием максимальных температур и напряжений.

Результаты исследования

На рис. 1, 2 приведены результаты экспериментального исследования зависимости микротвердости покрытий TiN, ZrN, (Ti-Cr)N, (Zr-Hf)N от давления азота в вакуумной камере и потенциала подложки. Исходя из полученных зависимостей H_0 от $p_u U_{оп}$ для получения максимальной твердости покрытий давление азота в камере должно быть в диапазоне $(2 - 8) \cdot 10^{-2}$ Па, а отрицательный потенциал подложки может варьироваться в диапазоне от 50 до 200 В. При этом каждому типу покрытий соответствуют свои оптимальные значения.

Важной характеристикой инструментального материала является также его "горячая твердость", определяющая сопротивление контактных площадок инструмента макро- и микроразрушению при температурах, соответствующих реальным температурам процесса резания.

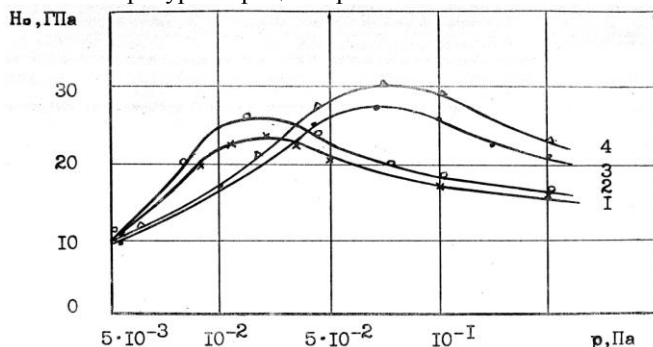


Рисунок 1 – Изменение микротвердости покрытий в зависимости от давления азота в вакуумной камере: 1 – TiN; 2 – ZrN; 3 – (Ti-Cr)N; 4 – (Zr-Hf)N.

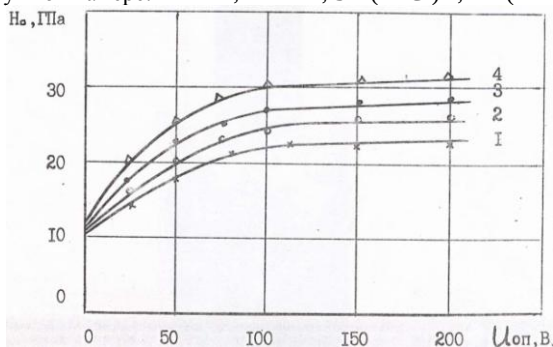


Рисунок 2 – Изменение микротвердости покрытий в зависимости от отрицательного потенциала подложки: 1 – TiN; 2 – ZrN; 3 – (Ti-Cr)N; 4 – (Zr-Hf)N.

Результаты испытаний "горячей твердости" системы покрытие-подложка, проведенные на высокотемпературной установке ИМАШ-9-66 представлены в табл.1. Измерения микротвердости проводили при нагрузке 50 Г алмазной пирамидой с углом при вершине 136° в интервале температур 20 - 600°C. Толщина исследуемых покрытий составляла 8-10 мкм. Время, затрачиваемое на измерение микротвердости, как среднее арифметическое значение 5 измерений, не превышало 6 мин. Покрытия были получены при технологических параметрах, приведенных в табл. 2.

Таблица 1 – Технологические параметры получения покрытий

Покры- тие	Потенциал подложки при ИБ	Время очист- ки (бомбар- дировка- пауза)	Темпера- тура пред- варитель- ного на- грева	Ток дуги	Потенциал подложки при осаж- дении	Давление в камере
	кВ	с	°C	А	В	Па
TiN	1,3	54 (3/3)	350	90	130	$3 \cdot 10^{-2}$
ZrN	1,3	48 (3/3)	350	140	130	$7 \cdot 10^{-2}$
(Ti-Cr)N	1,3	54 (3/3)	350	90 - Ti 70 - Cr	130	$3 \cdot 10^{-2}$
(Zr-Hf)N	1,3	42 (3/3)	350	160	130	$7 \cdot 10^{-2}$

Таблица 2 – Значение микротвердости композиции инструментальный материал-покрытие

Темпе- ратура, °C	Микротвердость, МПа				
	P6M5	P6M5+ TiN	P6M5+ ZrN	P6M5+ (Ti-Cr)N	P6M5+ (Zr-Hf)N
20	9200	23000	28000	26000	30000
100	8600	22500	27500	26000	30000
200	7800	21000	25000	24500	28000
300	6900	18000	21000	22500	25000
400	5200	15500	17000	19000	22500
500	4500	12500	14500	16500	18000
600	2100	9500	11000	13000	15000

Полученные результаты свидетельствуют о заметном повышении микротвердости быстрорежущей стали с покрытием по отношению к исходному образцу во всем диапазоне измерений. С ростом температуры отмечается тенденция снижения микротвердости образцов с покрытием по сравнению с контрольными, однако интенсивность этого снижения значительно меньше. Наибольшую теплостойкость имеют композиционные покрытия нитридов титан-хром, цирконий-гафний. Что свидетельствует о целесообразности их применения при обработке труднообрабатываемых материалов, так как основной причиной низкой обрабатываемости таких групп материалов является

возникновение при их обработке больших сил резания, и как следствие, большое количество теплоты, выделяющееся на единицу срезаемого объема металла. Кроме того, большинство труднообрабатываемых материалов имеет низкую теплопроводность, что приводит к возникновению высоких температур в зоне резания. Однако эффективность применения покрытий значительно снижается при температурах нагрева, превышающих теплостойкость быстрорежущей стали в результате резкого снижения микротвердости системы покрытие-подложка.

Кроме того, при таких температурах отмечается появление сетки микротрещин непосредственно на поверхности покрытия, что, по-видимому, связано с разницей коэффициентов термического расширения (КТР) материалов.

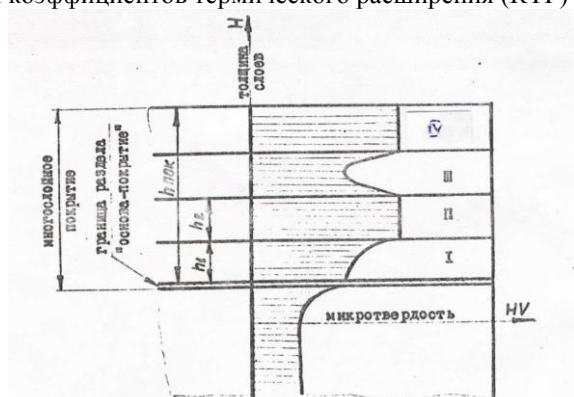


Рисунок 3 – Схема многослойного покрытия 1,3 – слой переменной твердости; 2,4 – твердые слои.

Учитывая склонность монослойного покрытия к хрупкому разрушению по мере роста толщины (при толщине 10-14 мкм сжимающие остаточные напряжения могут достигать 1800-2000 МПа) [1], была проведена серия экспериментов по влиянию многослойных и композиционных покрытий с чередующимися по твердости слоями, полученные с использованием предварительного нагрева подложки, на относительную стойкость режущего инструмента. Покрытия были нанесены по схеме, показанной на рис.3 по режимам, приведенным в табл.1. (за исключением давления реакционных газов). Основным достоинством такой схемы является ее относительная простота и возможность реализации в производственных условиях. Микротвердость покрытия варьировалась изменением давления подаваемого в вакуумную камеру реакционного газа (азота) от 0,013 до 0,069 Па. Общая толщина покрытия составила 5 мкм.

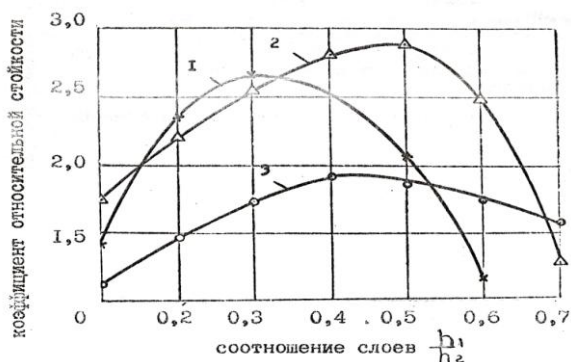


Рисунок 4 – Влияние соотношения слоев многослойного покрытия на коэффициент относительной стойкости: 1 – $(Ti-Cr)_N$; 2 – $(Zr-Hf)_N$; 3 – Ti_N .

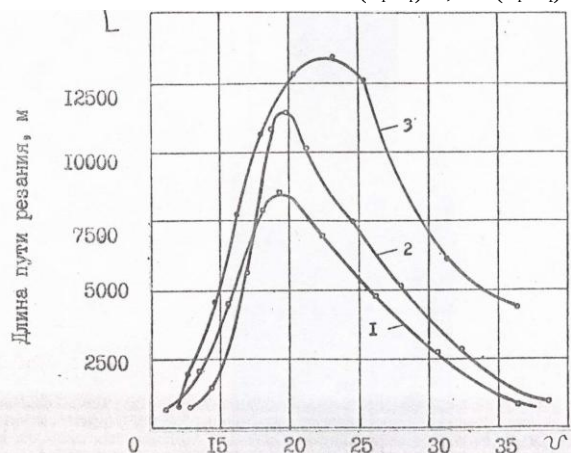


Рисунок 5 – Зависимость длины пути резания от скорости резания:

1 – без покрытия; 2 – ZrN ; 3 – $(Ti-Cr)_N$.

Результаты экспериментов представлены на рис.4.

Исходя, из полученных зависимостей можно сказать, что на коэффициент относительной стойкости влияет не только тип применяемого покрытия, но и соотношение слоев различной твердости. При этом для каждого типа покрытия имеется свое оптимальное соотношение. Что свидетельствует о необходимости при разработке технологических процессов нанесения многослойных покрытий четко регламентировать давление реакционных газов для получения слоев с различной твердостью и их толщину, зависящую в свою очередь от времени нанесения покрытия.

Изучение стойкости инструмента с покрытиями в широком интервале режимов обработки обнаруживает немонотонную зависимость длины пути резания L от скорости V (рис.5). Полученные результаты свидетельствуют о

том, что поверхностное упрочнение наряду с положительным эффектом покрытий может оказать даже отрицательное влияние на стойкость. Немонотонность кривых $L=L(V)$ объясняет разноречивость в оценке эффективности покрытий. Нельзя говорить о преимуществе инструмента с покрытием без относительно конкретных условий обработки и, в первую очередь, скорости резания. Например, как видно из рис.5 в интервале скоростей 10-12 м/мин стойкость инструмента с покрытием ZrN ниже. Из этого однако, не следует, что на инструмент нанесено покрытие плохого качества. Полученный результат свидетельствует лишь о необходимости эксплуатировать упрочненный инструмент в оптимальном скоростном интервале.

Полученные результаты исследований, а также данные работ [2, 3] говорят о целесообразности применения определенных типов покрытий в зависимости от обрабатываемых материалов и условий эксплуатации. Широко распространенное покрытие TiN следует применять при обработке конструкционных легированных сталей, при обработке нержавеющей сталей и сплавов – покрытия ZrN , $(Ti-Cr)_N$, высокопрочных сталей – $(Ti-Cr)_N$, $(Zr-Hf)_N$.

Выводы.

1. Определен комплекс основных свойств покрытий для упрочнения инструмента из быстрорежущей стали, которые следует контролировать для получения максимальной работоспособности.

2. Показано, что многослойные композиционные покрытия целесообразно применять при резании труднообрабатываемых металлов.

3. Установлены значения технологических параметров конденсации покрытий TiN, ZrN, (Ti-Cr)N, (Zr-Hf)N максимально повышающих стойкость инструмента.

4. Соотношение твердого износостойкого слоя к слою с пониженной твердостью находится в пределах 0,4-0,5.

Список использованных источников: 1. *Вережак А.С., Третяков И.П.* Режущий инструмент с износостойким покрытием. – М.: Машиностроение, 1986. – 192 с. 2. Покрытия износостойкие. Технология нанесения вакуумно-плазменным способом./Стандарт предприятия. СТП МДВ 04.87. – Харьков, 1987. – 40 с. 3. Износостойкие и защитные покрытия./Сборник научных трудов – Киев, институт сверхтвердых материалов АН УССР, 1989. – 123 с. 4. *Мовшович А.Я., Ищенко Г.И., Резниченко Н.К.* применение упрочняющих покрытий для повышения износостойкости направляющих элементов технологической оснастки. – Х.: УИПА, 2010. – с.34-42.

Поступила в редакцию 17.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Verewaka A.S., Tret'jakov I.P. Rezhujij instrument s iznosostojkim pokrytiem. – M.: Mashinostroenie, 1986. – 192 s. 2. Pokrytija iznosostojkie. Tehnologija nanesenija vakuumno-plazmennym sposobom./Standart predprijatija. STP MDV 04.87. – Har'kov, 1987. – 40 s. 3. Iznosostojkie i zashitnye pokrytija./Sbornik nauchnyh trudov – Kiev, institut sverhtverdyh materialov AN USSR, 1989. – 123 s. 4. Movshovich A.Ja., Iwenko G.I., Reznichenko N.K. primenenie uprochnjajujih pokrytij dlja povyshenija iznosostoj-kosti napravljajujih jelementov tehnologicheskoi osnastki. – H.: UIPA, 2010. – s.34-42.

Р.Г. Пузырь, канд. техн. наук, В. Г. Загорянский, канд. техн. наук,
С.А. Шелест, Р.В. Левченко, Кременчуг, Украина

АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ИЗГИБА ПЛАСТИНЫ В ДВУХ ВЗАИМНО ПЕРПЕНДИКУЛЯРНЫХ НАПРАВЛЕНИЯХ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОВЕРКА ПОЛУЧЕННЫХ ТЕОРЕТИЧЕСКИХ РЕЗУЛЬТАТОВ

Досліджується формозміна заготовки з листового металевого матеріалу при накладенні зусилля з чотирьох протилежних сторін до заздалегідь загнутих полиць пластини. Наведені результати якісного експерименту, які підтверджують теоретичні залежності.

Исследуется формоизменение заготовки из листового металлического материала при приложении деформирующего усилия с четырех противоположных сторон на предварительно изогнутые полки пластины. Приведены результаты качественного эксперимента, подтверждающие теоретические зависимости.

R.G. PUZYR', V. G. ZAGORJANSKIJ, S.A. SHELEST, R.V. LEVCHENKO
THE ANALYSIS OF PROCESS OF A BEND OF A PLATE IN TWO MUTUALLY
PERPENDICULAR DIRECTIONS AND EXPERIMENTAL CHECK OF THE RECEIVED
THEORETICAL RESULTS

Probed deformation purveyances from sheet metallic material at the appendix of deforming effort from four opposite sides to the preliminary bent shelves of plate. The results of high-quality experiment, confirmative theoretical dependences, are resulted.

Вступлення. Формоизменение в операциях листовой штамповки осуществляется под действием внешних сил, вызывающих появление пластических деформаций. Общий теоретический анализ процессов деформирования во всех операциях холодной обработки металлов давлением основывается на общих положениях теории пластической деформации. Математический анализ различных операций листовой штамповки осуществляется путем совместного решения уравнений равновесия, уравнения пластичности, уравнений связи напряжений и деформаций или скоростей деформаций, уравнений неразрывности деформаций и уравнения сплошности [1]. Решение этих уравнений связано с большими трудностями, так как при пластических деформациях отсутствует линейная зависимость между напряжениями и деформациями, изменяются граничные условия в процессе нагружения, деформации являются немонотонными. Значительно упрощаются решения, если деформированное или напряженное состояние является плоским, что с достаточной степенью приближения можно принять при анализе операций листовой штамповки. С использованием приближенных решений создана сравнительно стройная методика анализа формоизменяющих операций листовой штамповки, позволяющая учесть влияние многих факторов на процесс деформирования [2]. При этом в основном рассчитываются необходимые усилия для получения деталей нуж-

ной конфигурации, зависящие от геометрии инструмента, требуемой степени деформации, условий трения на контакте инструмента и заготовки и т. д. Форма изделий в большинстве случаев формируется в результате сопряжения поверхностей матрицы или пуансона с материалом заготовки.

Методы получения деталей путем пластической деформации заготовок непрерывно совершенствуются и развиваются. Кроме основных способов холодной штамповки, используемых в промышленности, нашли широкое применение специфические методы формообразования деталей из листового и профильного металла. К числу прочих операций листовой штамповки можно добавить такие процессы гибки как гибка с растяжением на специальных станках, гибка-прокатка на валковых и роликовых простых и копирующе-гибочных станках и др. [3]. К этим специфическим процессам можно отнести и разгибание полков с формированием элемента жесткости (рис.1), для которого пока не создан прочный математический аппарат для анализа основных факторов, оказывающих влияние на получение качественных деталей.

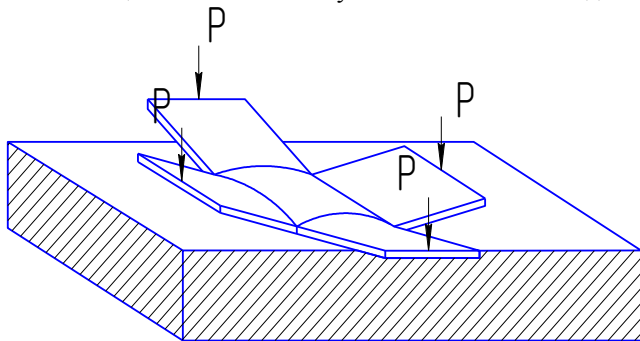


Рисунок 1 – Формирование элемента жесткости

Цель работы. При разгибании полков деформируемый материал заготовки не контактирует с поверхностями формообразующего инструмента, поэтому, необходимо, до процесса деформации знать форму получаемого изделия и определять факторы, сдерживающие упругопластическое формоизменение. Для этого требуется провести детальный теоретический анализ, результат которого должен дать ответы на поставленные вопросы.

Материал и результаты исследований. Изучение процесса свободного формирования элемента жесткости основывается на положениях технической теории и теории малых упругопластических деформаций.

Точное решение задачи о распределении напряжений в случае чистого изгиба призматического стержня получено на основе той гипотезы, что поперечные сечения стержня остаются во время изгиба плоскими и лишь поворачиваются относительно своих нейтральных осей таким образом, что всегда при этом остаются нормальными к упругой кривой [4].

Сочетание таких изгибов в двух взаимно перпендикулярных направлениях дает чистый изгиб пластинки. Принимаем, что моменты равномерно распределены вдоль краев прямоугольной пластинки (рис. 2).

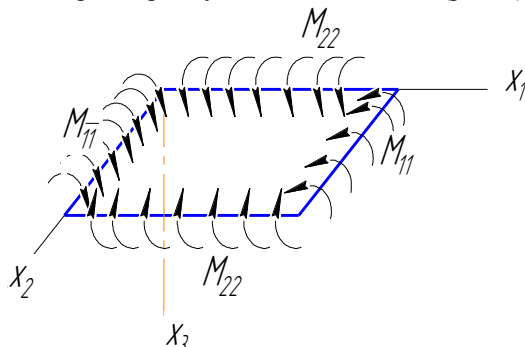


Рисунок 2 – Схема нагружения пластины моментами

Пусть плоскость x_1x_2 будет совмещена со срединной плоскостью пластинки до ее изгиба, оси же x_1 и x_2 направим вдоль ее краев. Положительным направлением оси x_3 , которая в этом случае будет перпендикулярной к срединной плоскости, условимся считать направление вниз. Через M_{11} обозначим отнесенный к единице длины изгибающий момент, действующий по краям параллельным оси x_2 , через M_{22} - также приходящийся на единицу длины момент, приложенный по краям, параллельным оси x_1 . Будем считать эти моменты положительными, если они производят сжатие на верхней поверхности пластинки и растяжение на нижней. Толщину пластинки, обозначим через h , причем считаем ее малой в сравнении с другими размерами.

Так как изображенный на рис. 2 случай представляет собой сочетание действия равномерно распределенных моментов, то условия распределения напряжений получаются при этом тождественными для всех элементов, приходим здесь к случаю чистого изгиба пластинки [5]. Сделаем допущение, что при изгибании пластинки, боковые грани элемента остаются плоскими и поворачиваются лишь относительно нейтральных осей таким образом, что остаются при этом нормальными к изогнутой срединной поверхности пластинки, отсюда срединная поверхность пластинки не будет подвергаться во время этого нагиба никакому растяжению и, следовательно, срединная поверхность будет вместе с тем и нейтральной поверхностью [5]. Пусть $1/\rho_{11}$ и $1/\rho_{22}$ обозначают кривизны этой нейтральной поверхности в сечениях, параллельных соответственно плоскостям X_1X_3 и X_2X_3 . Значит

$$\int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{11} X_3 dX_2 dX_3 = M_{11} dX_2, \quad \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{22} X_3 dX_1 dX_3 = M_{22} dX_1. \quad (1)$$

Выразив σ_{11} и σ_{22} через соответствующую кривизну, получим

$$\begin{aligned} M_{11} &= D \left(\frac{1}{r_{11}} + \nu \frac{1}{r_{22}} \right) = -D \left(\frac{\partial^2 u}{\partial X_1^2} + \nu \frac{\partial^2 u}{\partial X_2^2} \right), \\ M_{22} &= D \left(\frac{1}{r_{22}} + \nu \frac{1}{r_{11}} \right) = -D \left(\frac{\partial^2 u}{\partial X_2^2} + \nu \frac{\partial^2 u}{\partial X_1^2} \right). \end{aligned} \quad (2)$$

где D – жесткость пластинки при изгибе; u – малые прогибы пластинки в направлении x_3 .

Анализируя напряжения, действующие по сечению, параллельному оси x_3 , но наклоненному к осям x_1 и x_2 , получим известные уравнения [5]:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_n &= \sigma_{11} \cos^2 \alpha + \sigma_{22} \sin^2 \alpha, \\ \tau_{nt} &= \frac{1}{2} (\sigma_{22} - \sigma_{11}) \sin 2\alpha, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где α – угол между нормалью n и осью x_1 или же между направлением t и осью x_2 .

Если принять в расчет все слои, то нормальные напряжения по всей толщине пластинки дадут изгибающий момент и величина его выразится интегралом

$$M_n = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_n X_3 dX_3 = M_{11} \cos^2 \alpha + M_{22} \sin^2 \alpha. \quad (4)$$

Касательные напряжения τ_{nt} дадут крутящий момент, величина которого на единицу длины будет равна

$$M_{nt} = - \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \tau_{nt} X_3 dX_3 = \frac{1}{2} \sin 2\alpha (M_{11} - M_{22}). \quad (5)$$

Знаки M_n и M_{nt} выбраны таким образом, что если пользоваться право-винтовой координатной системой, то положительные значения их моментов изобразятся векторами в положительных направлениях n и t . Если α равно нулю или π , то уравнение (5) даст $M_n = M_{11}$. Для $\alpha = \pi/2$ или $3\pi/2$ получаем $M_n = M_{22}$. Моменты M_{nt} для этих значений α обращаются в нули. При этом получаем условия представленные на рис.2.

Крутящий момент для данных взаимно-перпендикулярных направлений n и t пропорционален относительному кручению срединной поверхности относительно этих направлений. Если направления n и t совпадают с осями x_1 и x_2 , то тогда останутся лишь изгибающие моменты M_{11} и M_{22} , действующие в сечениях, перпендикулярных этим осям. Относительное кручение при этом

обращается в нуль, а кривизны $1/r_{11}$ и $1/r_{22}$ оказываются главными кривизнами срединной поверхности пластинки. Что касается распределения напряжений в пластинке, подвергающейся чистому изгибу, то первое из уравнений (3) позволяет заключить, что максимальное нормальное напряжение получится в сечениях, параллельных плоскостям x_1x_3 или x_2x_3 .

Таким путем приходим к случаю чистого изгиба пластинки. Рассмотрим случай, когда $M_{11} = M_{22} = M$. Из уравнений (4) и (5) можно для этого случая сделать тот вывод, что изгибающие моменты будут равномерно распределены по всему контуру пластинки, крутящие же моменты исчезнут.

Из уравнений (2) получаем

$$\frac{1}{r_{11}} = \frac{1}{r_{22}} = \frac{M}{D(1+\nu)}, \quad (6)$$

т. е. пластина в данном случае изгибается по сферической поверхности, кривизна которой определяется выражением (6).

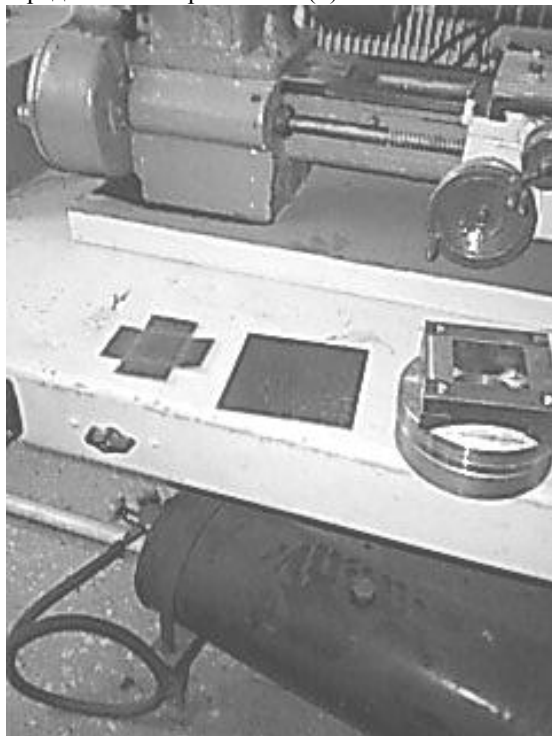


Рисунок 3 – Пуансон, заготовка и сформированный полуфабрикат

Для подтверждения найденной аналитической зависимости проводили качественный эксперимент на разрывной машине типа УМЭ – 10 ТМ, с использованием специально спроектированной оснастки, которая представляла собой пуансон в виде квадрата с полостью внутри, который верхним своим концом крепился к вертикальному ползуну разрывной машины. На стол устанавливалась квадратная пластина, у которой предварительно были отогнуты полки с каждой из четырех сторон. Затем при ходе верхнего ползуна машины вниз производилось разгибание полок с одновременным формированием изогнутой поверхности. В качестве заготовок для деформирования применялись пластинки из стали 08 кп, толщиной 2 мм, размером стороны квадрата 90 мм. На рис. 3. показана оснастка для формирования сферической поверхности, листовая заготовка и полуфабрикат с разогнутыми полками.

Полки полуфабриката предварительно отгибались на угол 55° для каждого из десяти испытуемых образцов. После проведения испытания путем визуального контроля было установлено:

Выводы: 1. При разгибании полок, из квадратной заготовки формируется полуфабрикат напоминающий часть сферической поверхности;

2. При сравнении прогибов для заготовок деформируемых с двух [6] и с четырех сторон моментами, больший прогиб получают заготовки которые изгибаются моментами с двух противоположных сторон (при этом материал, геометрические размеры, углы предварительного загиба пластин одинаковы для каждого вида приложения нагрузки).

Список использованных источников: 1. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. М.: Машиностроение, 1977.- 278 с. 2. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением. – Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1981. – 248 с. 3. Лысов М.И. Теория и расчет процессов изготовления деталей методами гибки. М.: Машиностроение, 1966. – 236 с. 4. Дарков А.В., Шапошников Н.Н. Строительная механика. – М.: Высшая школа, 1986. – 544 с. 5. Тимошенко С.П., Войновский-Кригер С. Пластинки и оболочки. М.: Наука, 1966. – 635 с. 6. Пузырь Р.Г. Разработка методов расчета параметров формоизменения при безматричной гибке / Р.Г. Пузырь, С.А.Кондратюк // Обробка матеріалів тиском: зб. наук. пр. – Краматорськ, 2010. – С. 122-130.

Поступила в редколлегию 06.04.2011.

Bibliography (transliterated): 1. Popov E.A. Osnovy teorii listovoj shtampovki. M.: Mashinostroenie, 1977.- 278 s. 2. Evstratov V.A. Teorija obrabotki metallov davleniem. – Har'kov: Viwa shkola. Izd-vo pri Har'k. un-te, 1981. – 248 s. 3. Lysov M.I. Teorija i raschet processov izgotovlenija detalej metodami gibki. M.: Mashinostroenie, 1966. – 236 s. 4. Darkov A.V., Shaposhnikov N.N. Stroitel'naja mehanika. – M.: Vysshaja shkola, 1986. – 544 s. 5. Timoshenko S.P., Vojnovskij-Kriger S. Plastinki i obolochki. M.: Nauka, 1966. – 635 s. 6. Puzyr' R.G. Razrabotka metodov rascheta parametrov formoizmenenija pri bezmatrichnoj gibke / R.G. Puzyr', S.A.Kondratjuk // Obrobka materialiv tiskom: zb. nauk. pr. – Kramators'k, 2010. – S. 122-130.

Н.К. Резниченко, д-р техн. наук, А.Я. Мовшович, д-р техн. наук,
Н.Л. Шелкунова, Н.В. Попов, Харьков, Украина

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРИНЦИПЫ СОЗДАНИЯ ИНДУКТОРОВ ДЛЯ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОГО ИНДУКЦИОННОГО НАГРЕВА ДЕТАЛЕЙ

У статті розглянуті питання можливості створення індукційних пристроїв, що дозволяють формувати температурне поле деталі при розбиранні та складанні з'єднань за заданою схемою, що забезпечить контроль недопустимих температурних перепадів і механічної напруги.

В статье рассмотрены вопросы возможности создания индукционных устройств позволяющих формировать температурное поле детали при разборке и сборке соединений по заданной схеме, что обеспечит контроль недопустимых температурных перепадов и механических напряжений.

N.K. REZNICHENKO, A.JA. MOVSHOVICH, N.L. SHELKUNOVA, N.V. POPOV
TECHNOLOGICAL PRINCIPLES OF INDUCTOR CREATION FOR LOW-TEMPERATURE
INDUCTION HEATING OF DETAILS

In the article the questions of possibility of creation of induction devices are considered allowing to form the temperature field of detail at sorting out and assembling of connections on the set chart, that will provide control of impermissible temperature overfalls and mechanical tensions.

Введение.

Низкотемпературный индукционный нагрев деталей для сборки или разборки соединений – это прямой сквозной нагрев электропроводящего объекта переменным электромагнитным полем до температур не выше 400 °С. Создается поле индуктором, который представляет собой одно – или многовитковую катушку (или несколько катушек), включенную в цепь переменного тока. Электромагнитное поле может охватывать всю деталь или концентрироваться в ее части благодаря соответствующей конфигурации катушки и магнитопроводов.

Требования, предъявляемые к индуктору, индукционно-нагревательного устройства определяется технологической задачей – нагрев одного или нескольких типов деталей под сборку или разборку соединения, требуемой производительностью, конструктивными особенностями деталей и, при разборке, – доступом к ним. В общем случае, наилучшим индуктором для данной детали является индуктор, обеспечивающий ее нагрев с заданной скоростью и распределением температур по массе металла при минимальном энергопотреблении и максимальной надежности.

Надежность работы индукционного нагревателя, как системы, определяется надежностью входящих в него элементов. При этом наиболее ответственным элементом является индуктор, поскольку он является генератором электромагнитной энергии подверженным воздействиям температуры.

Постановка задачи

Основными задачами стоящими перед разработчиками при создании индукционно-нагревательных устройств являются:

- Определение схем, принципов выбора типа, мощности, геометрических параметров индуктора, для создания в нагреваемой детали тепловых потоков, формирующих заданное температурное поле.

- Типизация индукционных нагревателей и их систем управления.

Изложение основного материала

Физическая сущность индукционного нагрева состоит в том, что в материале, помещенном в переменное электромагнитное поле, создается электродвижущая сила, которая вызывает ток, генерирующий теплоту. При нагреве ферромагнитных материалов добавляется также тепло от эффекта гистерезиса. Условно считают, что вся энергия выделяется в поверхностном слое, толщина которого определяется глубиной проникновения тока. Глубина увеличивается с возрастанием температуры и уменьшением частоты тока. До температуры магнитных превращений металла ($650-700^{\circ}\text{C}$) она остается практически одинаковой, и при промышленной частоте тока 50 Гц для стали, она составляет 5-7 мм. Из этого слоя тепло по массе материала детали распространяется теплопроводностью. При нагреве токами промышленной частоты может быть получена объемная мощность $0,8-1,0 \text{ кВт/см}^3$ и температура до 600°C .

Нагрев детали под сборку или разборку соединений может выполняться по нескольким принципиальным схемам. Наиболее распространенная – помещение нагреваемой детали или ее части непосредственно в электромагнитное поле индуктора (рис.1.1а). При этой схеме в наибольшей степени используется кольцевой эффект, состоящий в том, что во внутренней полости индуктора (катушки), где располагается деталь или ее часть, электромагнитное поле значительно сильнее, чем снаружи. Поле при этом концентрируется, главным образом, на наружной поверхности детали и, следовательно, ее нагрев происходит в основном от наружной поверхности. Нагрев по такой схеме является нагревом в продольном магнитном поле.

Чем меньше воздушный зазор между деталью и токопроводниками, тем эффективней используется электроэнергия, так как в меньшей степени рассеивается электромагнитное поле. При этом напряженность поля в воздушном зазоре является напряженностью магнитного поля на поверхности обмотки индуктора, а также на поверхности нагреваемой детали.

При схеме нагрева на магнитопроводе (рис.1.1б) деталь охватывает магнитопроводник замкнутой магнитной системы, образуя по существу вторичную обмотку трансформатора, первичная же обмотка – индуктор. Нагревается вся деталь с опережением зоны отверстия. Такая схема может использоваться только для нагрева деталей под сборку. Нагрев по этой схеме менее эффективен и к.п.д. индуктора ниже, чем по первой схеме.

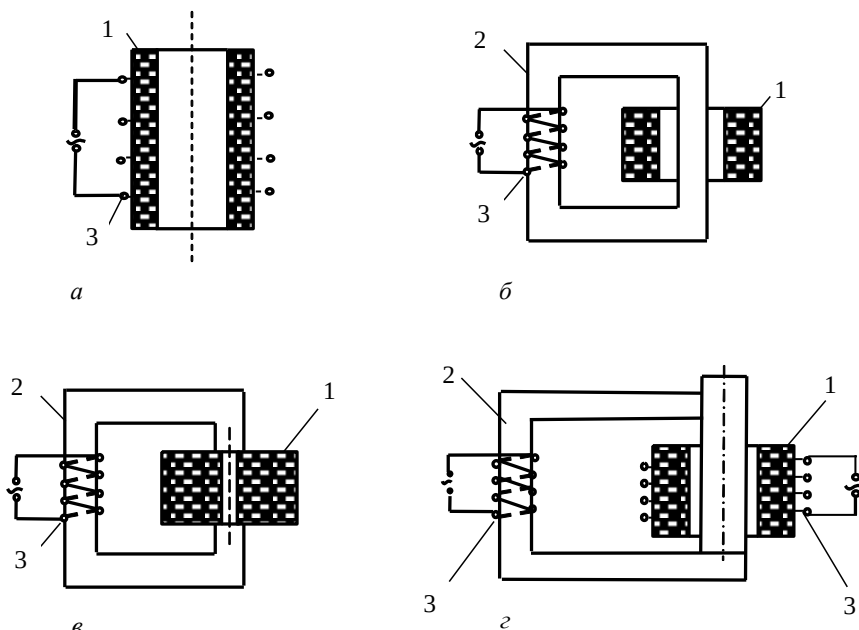


Рисунок – Схемы индукционного нагрева: а) индуктор охватывает деталь;
 б) индуктор на замкнутом магнитопроводнике, проходящем через деталь;
 в) индуктор на магнитопроводнике, замыкающемся на деталь; г) индуктор охватывает
 деталь, находящуюся на замкнутом магнитопроводнике
 1 – деталь; 2 – магнитопроводник; 3 – индуктор

В схеме нагрева детали, расположенной между магнитопроводами, так же как и в предыдущей схеме, используется замкнутая магнитная система (рис.1.1в). Контактирующие с деталью части магнитопроводящей системы могут перекрывать посадочное отверстие, тогда это нагрев под сборку или не перекрывать его, тогда это нагрев под разборку. Нагревается вся деталь, токами вызываемыми магнитным потоком, проходящим по магнитопроводу и, «сцепленным» как с нагреваемой деталью, так и с индуктором. Силовые линии потока как бы омывают внутреннюю и (или) наружную поверхности детали и нагревается вся деталь с опережением наружной поверхности. Нагрев по этой схеме имеет наименьшую эффективность по сравнению с предыдущими.

Нагрев по схеме (рисунок, г) в индукторе комбинированного типа, который впервые предлагается осуществлять, должен сочетать достоинства схем (рисунок а, б), улучшая равномерность нагрева детали при высокой его скорости. Нагрев по такой схеме будет исследоваться экспериментально.

Основой индукционного нагрева деталей, как отмечалось, является эффект, состоящий в том, что почти вся тепловая энергия выделяется в поверхностном слое металла толщиной, равной глубине проникновения поля. При

этом, как было показано, мощность для достижения максимального эффекта качества и энергосбережения, должна распределяться по поверхности нагреваемой детали не всегда равномерно. Поэтому расчет индуктора следует вести, используя, такой параметр, как генерируемая в нагреваемом объекте удельная мощность $W_{уд}$, то есть мощность, приходящаяся на единицу поверхности детали. Далее, используя решение полевой задачи электромагнитного поля предложить следующую схему расчета. $W_{уд}$ определяется из выражения [1, 3]

$$W_{уд}=367 \ H_e^2 \sqrt{\rho \mu_e f} \ ,$$

где H_e – напряженность магнитного поля на поверхности нагреваемого слоя; μ_e – относительная магнитная проницаемость слоя материала зависящего от H_e ; ρ – удельное сопротивление; f – частота тока.

Отсюда находится напряженность магнитного поля, создаваемого индуктором в слое нагреваемой поверхности. Для определения μ_e , а также $H_e^2 \sqrt{\mu_e}$ используется кривая намагничивания стали $B=f(H_e)$ – зависимость индукции от напряженности электромагнитного поля [1, 2]. Удельное сопротивление ρ материала зависит от температуры и находится в соответствии с

$$\rho=\rho_0 [1+\alpha_c (T-20)],$$

где ρ_0 – удельное сопротивление материала при 20°C; α_c – температурный коэффициент сопротивления.

Для детали, находящейся на валу (соединение), площадь нагреваемой поверхности - это наружная поверхность. Для отдельно нагреваемой детали с отверстием в виде полого цилиндра, пластины с отверстием, нагреваемый слой будет расположен как на наружной поверхности, так и на внутренней. При этом, как отмечалось, на внутренней поверхности генерируемая мощность будет меньшей по величине, чем на наружной, если нагрев выполняется по схеме рис.1.1а, в и большей, если деталь нагревается по схеме рис.1.1б. По схеме рис.1.1г в зависимости от распределения мощности между индуктирующими катушками нагрев может быть одинаковым по обоим поверхностям детали. То есть такой подход к расчету индукционных систем может быть применен для всех указанных схем нагрева, при определении числа витков индуктора и тока в нем. Удельная мощность для последней схемы должна будет рассматриваться как суммарная по двум поверхностям.

Закон полного тока для магнитной цепи, которой является индуктор-деталь, определяет соотношение между ампервитками намагничивания $I_u \omega$ индуктора и напряженностью магнитного поля H_e

$$I_u \omega = H_e l_d \ , \tag{1}$$

где I_u – ток в индукторе; ω – число витков в индукторе; l_d – длина нагреваемого участка детали.

Если индуктор имеет магнитопроводящую систему, то неоднородную магнитную цепь можно рассматривать как состоящую из двух последовательно соединенных участков

$$I_u \omega = H_e I_d + H_m I_d, \quad (2)$$

где H_d – напряженность магнитного поля в магнитопроводе.

Несмотря на имеющийся некоторый практический опыт, нет систематизированных знаний об эффективности использования рассмотренных схем для технологического нагрева различных по форме и размерам деталей, особенно в части энергозатрат, поэтому необходимы сравнительные экспериментальные исследования.

Индукционный нагрев изделия до заданной конечной температуры происходит при изменяющейся температуре на поверхности. Скорость изменения зависит от величины генерируемой в поверхности слое энергии в единицу времени, что определяется активной мощностью нагревателя. Можно выделить несколько характеристик режимов, которые не встречаются в совершенно чистом виде, но в определенной степени соответствуют режимам, имеющим место в практике.

Наиболее распространен простой случай нагрева – с постоянной во времени удельной мощностью. В тепловом расчете этого режима принимают, что глубина слоя, в котором выделяется тепло, неизменна во времени. В пределах слоя мощность источников тепла постоянна, а за его пределами равна нулю и тепло распространяется теплопроводностью без потерь в окружающую среду. Величина мощности принимается средней за период нагрева. При такой постановке задачи время нагрева до заданной температуры вычисляется однозначно, и распределение температуры по массе детали получают из уравнения Фурье с правой частью.

При большой мощности может возникнуть перепад температур в материале детали, который недопустим по техническим условиям, поэтому проверка распределения температур в этом случае необходима. С увеличением времени нагрева и уменьшением удельной мощности заметным образом сказываются потери тепла. Особенно они увеличиваются, если выполняется нагрев части детали (ступицы, зоны посадочного отверстия), поскольку часть тепла уходит в массу металла. Поэтому необходимо вводить поправку в рассчитанную мощность примерно в 20% от W .

Такой нагрев будет эффективен, если правильно подобрать к детали форму индуктора (или несколько индукторов) и нужным образом расположить концентраторы электромагнитного поля – магнитопроводы.

Более сложен нагрев при постоянной температуре поверхности. Он необходим в технологическом процессе, когда температура поверхности детали ограничена, например, поверхность закалена, или при разборке, когда надо сохранить снимаемую охватывающую деталь от перегрева. Такой режим нагрева в строгом его понимании осуществлен быть не может, так как в момент

включения индуктора его удельная мощность должна быть бесконечно большой. Практически температуру на поверхности детали следует поднимать быстро в течении промежутка времени, который значительно меньше, чем общая длительность нагрева, а затем температуру поддерживать постоянной. Этот режим приводит к меньшим тепловым потерям, чем предыдущий, с постоянной удельной мощностью.

Такой режим обеспечивается следующими методами: 1) регулирование мощности индуктора в процессе нагрева; 2) нагрев периодическим включением достаточно мощного индуктора до предельной температуры детали. Регулирование мощности сводится к ее постепенному уменьшению, а периодичность – поддержанием температуры поверхности в некотором диапазоне. При первом методе начальное значение удельной мощности значительно больше, чем конечное. При втором – удельная мощность постоянна, но циклична по времени. Вторым методом – циклическим включением индуктора (индукторов), обеспечивают приблизительно постоянную температуру поверхности, поскольку она изменяется от заданной до несколько меньшей. Такой нагрев называют также импульсным.

Выводы

1. Систематизированы схемы индукционного технологического нагрева деталей для сборки и разборки соединений, и предложена новая схема нагрева, обеспечивающая равномерное распределение температур по радиусу осесимметричной детали при ее нагреве под сборку.

2. Методы нагрева реализуются программным управлением величины мощности во времени, программным управлением заданной мощности, либо управлением по температуре.

3. Методы управления могут сочетаться, если нагревается ответственное изделие. При любых режимах нагрева необходимо учитывать возможность возникновения недопустимых температурных перепадов в материале деталей, которые приведут к высоким напряжениям, особенно если деталь сложна по конфигурации.

Список использованных источников: 1. Слухоцкий А.Е., Рыскин С.Е. Индукторы для индукционного нагрева. – Л.: Энергия, 1954. – 315 с. 2. Слухоцкий А.Е., Рыскин С.Е. Индукторы для индукционного нагрева. – Л.: Энергия, 1974. – 264 с. 3. Ключко В.А., Дука А.К., Резниченко Н.К. Нелинейная физико-математическая модель сборки соединений с натягом при использовании нагрева. // Вісник науки і техніки. Харків: НТУ «ХПІ» - 2005. -№4(23) – С.28-37.

Поступила в редколлегию 15.03.2011

Bibliography (transliterated): 1. Sluhockij A.E., Ryskin S.E. Induktory dlja indukcionnogo nagreva. – L.: Jenergija, 1954. – 315 s. 2. Sluhockij A.E., Ryskin S.E. Induktory dlja indukcionnogo nagreva. – L.: Jenergija, 1974. – 264 s. 3. Klocho V.A., Duka A.K., Reznichenko N.K. Nelinejnaja fiziko-matematicheskaja model' sborki soedinenij s natjagom pri ispol'zovanii nagreva. // Visnik nauki i tehniki. Harkiv: NTU «HPI» - 2005. -№4(23) – S.28-37.

О.С. Савельева, канд. техн. наук, А.В. Андросюк,
Е.Ю. Лебедева, Одесса, Украина

МОДЕЛЬ РЕОЛОГИИ ГЕТЕРОГЕННЫХ ПОТОКОВ

Запропоновано систему технічної діагностики, засновану на динамічній марковській моделі процесів переміщення компонентів гетерогенних матеріалів при їхньому зберіганні, обробці, перемішуванні, транспортуванні, заповненні ними ливарних форм, що дозволило знизити невиробничі витрати технологічних сумішей та їх компонентів, а також підвищити якість продукції, що випускається.

Предложена система технической диагностики, основанная на динамической марковской модели процессов перемещения компонентов гетерогенных материалов при их хранении, обработке, перемешивании, транспортировке, заполнении ими литейных форм, что позволило снизить непроизводственные потери технологических смесей и их компонентов, а также повысить качество выпускаемой продукции.

O.S. SAVELYEVA, A.V. ANDROSYUK, E.YU. LEBEDEVA
MODEL OF RHEOLOGY HETEROGENEOUS STREAMS

The system of technical preliminary treatment based on the dynamic Markov model of heterogeneous materials components conveyance processes at their storage, processing, hashing, transportation, logical with them of casting molds is offered that has allowed to lower non-productive losses of technological mixtures and their components, and also to raise quality of exhausted production.

Дисперсные системы – гетерогенные системы из двух или большего числа фаз с сильно развитой поверхностью раздела между ними. Обычно одна из фаз образует непрерывную дисперсионную среду, в объеме которой распределена дисперсная фаза (или несколько дисперсных фаз) в виде мелких кристаллов, твердых аморфных частиц, капель или пузырьков. Дисперсные системы могут иметь и более сложное строение, например, представлять собой двухфазное образование, каждая из фаз которого, будучи непрерывной, проникает в объем другой фазы.

К таким системам относятся твердые тела, пронизанные разветвленной системой каналов-пор, заполненных газом или жидкостью, некоторые микрогетерогенные полимерные композиции и др. Нередки случаи, когда дисперсионная среда «вырождается» до тончайших слоев (пленок), разделяющих частицы дисперсной фазы.

Наиболее ответственным этапом технологического процесса изготовления изделий из композиционных материалов является заполнение формообразующей оснастки: опалубки, литейной формы и т.п. На этом этапе закладываются основные показатели качества готового изделия, определяется, будет ли оно годным, закладываются его свойства, внешний вид. Поэтому реологические характеристики исходной смеси существенно влияют на перечисленные показатели.

В то же время, реология гетерогенных материалов, как правило, не может быть описана ни законами гидравлики, ни моделями, применяемыми в механике грунтов для сыпучих материалов, поскольку, зачастую, такие исходные смеси содержат разнородные по размерам, конфигурациям, агрегатным состояниям компоненты, изменяющие в процессе перемещения основные физические свойства, например, вязкость.

Основной проблемой при проектировании технологии изготовления изделий из гетерогенных материалов с существенно различающимися компонентами (бетоны и железобетоны, синтегран и т.п.) является отсутствие адекватных структурных имитационных моделей, на входе которых – характеристики процессов перемешивания таких материалов, заполнения ими соответствующих форм, а также процессов их химического либо физического затвердевания, а на выходе – структурозависимые свойства будущих изделий: плотность, пористость, воздухо- и влагонепроницаемость, изотропность, прочность, ударная вязкость, способность к вибропоглощению и др.

Существующие структурные модели взаимопроникающих компонентов гетерогенных материалов представляют собой, чаще всего, трехмерный объем, заполненный параллелепипедами различных размеров, моделирующими твердые компоненты смеси, и свободным пространством между этими параллелепипедами, моделирующим поры [1, 2].

Недостатком такого представления является, во-первых, несоответствие формы реальных компонентов параллелепипедам, во-вторых, их взаимная неподвижность, что исключает моделирование реологии, а также отсутствие учета изменения внешних воздействий на элементы и их физических свойств в процессе перемещения.

Известны из литейного производства модели, в которых учитывается перемещение масс исходных материалов под действием внешних сил, но и их возможности весьма ограничены, т.к. они не учитывают существенные разнородности размеров элементов исходных материалов [3, 4]. С другой стороны, модели, применяемые в механике грунтов, также, к сожалению, не учитывают изменение свойств, происходящих со связующими материалами исходных смесей при их затвердевании [5, 6].

Развивающееся в последнее время представление о структурных превращениях, основанное на математическом аппарате марковских процессов, требует «обучения» модели на реальных событиях, так как реальные значения вероятностей марковских переходов должны коррелировать с фактическими событиями, происходящими при течении гетерогенных сред [7, 8].

Целью настоящей работы является создание адекватной динамической модели заполнения пространства форм и последующего уплотнения под действием разнообразных сил (гравитации, вибрации, центробежных и т.д.), использующей в процессе решения разнообразных задач теорию марковских процессов.

Реалогия исходных композиционных материалов, используемых при изготовлении изделий в строительстве, машиностроении, и т.д., осложняется тем, что такие материалы зачастую содержат компоненты, находящиеся в трех агрегатных состояниях (твердое, жидкое, газообразное), причем как сами состояния, так и соответствующие этим состояниям свойства многих компонентов изменяются во времени.

Рассмотрим простой пример. Пусть двухмерная модель мгновенного состояния гетерогенной смеси имеет вид, представленный на рис. 1. На этом рисунке отдельная песчинка смеси соответствует одному квадрату сетки (рис. 1, *а*), один крупный элемент (например, кусок гравия) – постоянному сообществу таких клеток (рис. 1, *б* – *д*), а жидкости и газы, заполняющие поры между песком и гравием, представляют собой оставшееся пространство, условно разделенное на клетки того же размера.

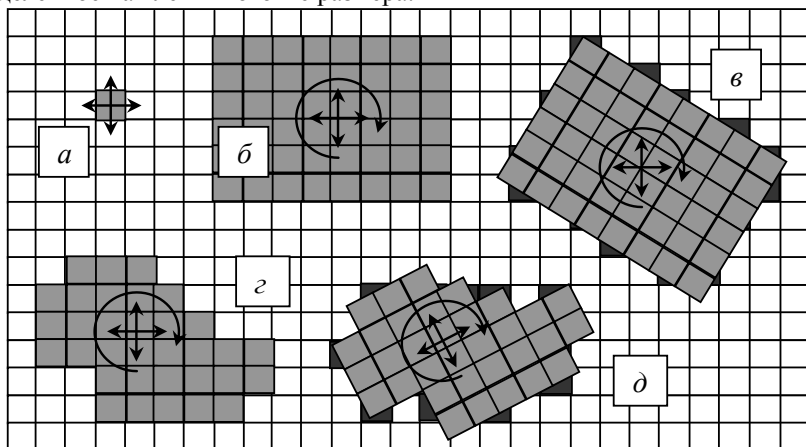


Рисунок 1 – Схема дискретизации пространства, заполненного моделями фракций композиционного материала

Изменением состояния системы считается изменение (перемещение) хотя бы одного ее элемента. Модель перемещения выглядит следующим образом: элемент с некоторыми свойствами в заданной клетке исчезает, элемент с таким же (для твердого или газообразного) или измененными (для жидкого) свойствами появляется в одной из четырех соседних ортогонально расположенных клеток.

Естественно, если элемент занимает площадь более одной клетки, то движение (поступательное, вращательное) таких клеток должно происходить совместно: на одну величину и в одном направлении.

Поворот одноклеточного элемента в модели не предусмотрен, а поворот сообщества элементов приводит к его распространению на те клетки, где перекрытие исходной сетки превышает 50 % ее площади (рис. 1, *в*, *д*).

Движение каждого элемента может происходить при наличии следующих обстоятельств:

- внешние силы достаточны для перемещения;
- свободно или легко освобождается пространство в направлении действующей силы, куда может переместиться моделируемый фрагмент;

Если для перемещения фрагмента место для его новой позиции должно быть освобождено от элементов других компонентов, то необходимо выполнить расчет, хватает ли внешней энергии, затрачиваемой на перемещение, чтобы преодолеть сопротивление и указанное освобождение все же произошло.

В соответствии с представлениями, приведенными на рис. 1, каждый квадратный элемент сетки может находиться в следующем состоянии:

- заполнен газом («пустой»);
- заполнен твердым телом (песчинка, фрагмент гравия);
- заполнен жидкостью (связующее – смола, цементный раствор – до затвердевания).

Марковская модель процесса изменения состояния ячейки представляет собой граф, в основании которого – одно из исходных состояний: незаполненная ячейка (рис. 2, а), ячейка, заполненная песчинкой (рис. 2, б), и ячейка, заполненная фрагментом гравия (рис. 2, в).

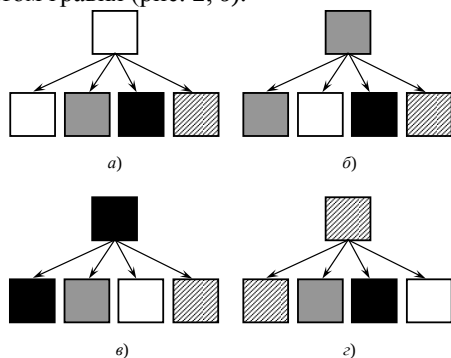


Рисунок 2 – Схема марковских переходов в состоянии ячейки модели:

- – «пустота» (заполнена воздухом); ■ – заполнена песчинкой;
 ■ – заполнена фрагментом гравия; ▨ – заполнена связующим

Любое изменение структуры осуществляется в результате перехода, происходящего с той или иной степенью вероятности, в значении которой «зашиты» перечисленные выше внешние воздействия и свойства материалов смеси. С помощью марковской модели на каждом шаге моделирования определяются все возможные состояния после каждой операции, вероятности перехода к этим состояниям и статистические характеристики времени, необходимые для завершения перехода.

Вязкость твердого состояния принимается равной бесконечности, вязкость газообразного – нулю, а вязкость жидкого состояния определяется на

каждой итерации моделирования в зависимости от реальных химических процессов твердения связующих (образование нерастворимых гидросиликатов цемента, поликонденсации смол и т.д.).

В результате использования предложенной модели удалось получить соотношения, связывающие реологические характеристики исходных смесей, параметры механизма их твердения, параметры внешних воздействий с технологически важными характеристиками технологического процесса. Так, например, для станкостроительного предприятия, использующего гетерогенный материал синтегран для изготовления станин металлорежущих станков, получены данные по стойкости исходной смеси к расслоению и затвердеванию, а также оптимальные амплитуды и частоты вибрационного воздействия на исходную смесь при заполнении ею формы.

Таким образом, в работе предложена динамическая марковская модель процессов перемещения компонентов гетерогенных материалов при их хранении, транспортировке, заполнении ими литейных форм, что позволило снизить непроизводительные потери смеси и ее компонентов, а также повысить качество выпускаемой продукции.

Список использованных источников: 1. Дульнев Г.Н. Процессы переноса в неоднородных средах / Г.Н. Дульнев, В.В. Новиков. – Л.: Энергоатомиздат, 1991. – 248 с. 2. Дульнев Г.Н. Теплопроводность смесей композиционных материалов / Г.Н. Дульнев, Ю.П. Заричняк. – Л.: Энергия, 1974. – 264 с. 3. Становский А.Л. Схематическое моделирование переноса в анизотропных средах / А.Л. Становский, Г.В. Кострова, Т.В. Лысенко // Материалы 4-й украинской конференции по автоматическому управлению «Автоматика – 1997». – Черкассы: ЧИТИ, 1997. – с. 73. 4. Кострова Г.В. Схематичне проектування у машинобудуванні / Г.В. Кострова, Т.В. Лисенко, О.Л. Становський. – Одеса: ОДПУ, 1994. – 147 с. 5. Орнатский Н.В. Механика грунтов. – М.: МГУ, 1950. – 420 с. 6. Николаевский В.Н. Механика насыщенных пористых сред / В.Н. Николаевский, К.С. Басниев, А.Т. Горбунов. – М.: Недра, 1970. – 339 с. 7. Кельберт М.Я. Вероятность и статистика в примерах и задачах. Т. II: Марковские цепи как отправная точка теории случайных процессов и их приложения / М.Я. Кельберт, Ю.М. Сухов. – М.: МЦНМО, 2009. – 588 с. 8. Байхельт Ф. Надежность и техническое обслуживание. Математический подход / Ф. Байхельт, П. Франкен. – М.: Радио и связь, 1988. – 392 с.

Поступила в редколлегию 12.05.2011

Bibliography (transliterated): 1. Dul'nev G.N. Processy perenosa v neodnorodnyh sredah / G.N. Dul'nev, V.V. Novikov. – L.: Jenergoatomizdat, 1991. – 248 s. 2. Dul'nev G.N. Teploprovodnost' smesey kompozicionnyh materialov / G.N. Dul'nev, Ju.P. Zarichnjak. – L.: Jenergija, 1974. – 264 s. 3. Stanovskij A.L. Shemotehnicheskoe modelirovanie perenosa v anizotropnyh sredah / A.L. Stanovskij, G.V. Kostrova, T.V. Lysenko // Materialy 4-j ukrainskoj konferencii po avtomaticheskomu upravleniju «Avtomatika – 1997». – Cherkassy: ChITI, 1997. – s. 73. 4. Kostrova G.V. Shemotehnichne proektuvannja u mashinobuduvanni / G.V. Kostrova, T.V. Lisenko, O.L. Stanov'skij. – Odesa: ODPU, 1994. – 147 s. 5. Ornatskij N.V. Mehanika gruntov. – M.: MGU, 1950. – 420 s. 6. Nikolaevskij V.N. Mehanika nasywennyh poristyh sred / V.N. Nikolaev-skij, K.S. Basnjev, A.T. Gorbunov. – M.: Nedra, 1970. – 339 s. 7. Kel'bert M.Ja. Verojatnost' i statistika v primerah i zadachah. T. II: Markovskie cepi kak otpravnaja točka teorii sluchajnyh processov i ih prilozhenija / M.Ja. Kel'bert, Ju.M. Suhov. – M.: MCNMO, 2009. – 588 s. 8. Baj-hel't F. Nadezhnost' i tehničeskoe obsluživanje. Matematicheskij podhod / F. Bajhel't, P. Franken. – M.: Radio i svjaz', 1988. – 392 s.

А.А. Симонова, канд. техн. наук, Кременчуг, Украина,
Н.В. Вerezub, д-р техн. наук, Л.И. Пупань, канд. техн. наук, Харьков, Украина

ВЛИЯНИЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА МИКРОТВЕРДОСТЬ ЗАГОТОВОК ИЗ ТИТАНА С СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ СТРУКТУРОЙ, ПОЛУЧЕННЫХ ИНТЕНСИВНОЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИЕЙ

Наведено результати експериментальних досліджень впливу умов механічної обробки на мікротвердість зразків з титану, отриманих одним із методів інтенсивного пластичного деформування – всебічним куванням. Встановлено суттєві зміни мікротвердості залежно від параметрів режиму обробки, що свідчать про нестабільність структури субмікрокристалічного титану ВТІ-0, зумовлену тепловим фактором.

Приведены результаты экспериментальных исследований влияния условий механической обработки на микротвердость образцов из титана, полученных одним из методов интенсивной пластической деформации – методом всестороннейковки. Установлены существенные изменения микротвердости в зависимости от параметров режима обработки, которые свидетельствуют о нестабильности структуры субмикроструктурного титана ВТІ-0, обусловленной тепловым фактором.

A.A. SIMONOVA, N.V. VEREZUB, L.I. PUPAN'

INFLUENCE OF MACHINING ON MICROHARDNESS OF PREPARATIONS FROM THE TITAN WITH THE SUBMICROCRYSTALLINE STRUCTURE, RECEIVED BY INTENSIVE PLASTIC DEFORMATION

The experimental results of the influence of the machining conditions on the microhardness of titanium goods got by the method of intensive plastic deformation are shown. Substantial changes of the microhardness depending on the parameters of the machining have been established. It testify to instability of structure state of the fine-crystalline BTI-0 which is conditioned by a thermal factor.

Одним из наиболее востребованных, имеющих реальное практическое применение и наиболее финансируемых направлений нанотехнологий является создание принципиально нового класса конструкционных материалов, обладающих существенно более высокими характеристиками механических свойств по сравнению с традиционными аналогами.

Перспективной технологией получения подобных материалов являются методы интенсивной пластической деформации (ИПД) – методы деформационного диспергирования, обеспечивающие измельчение микроструктуры в металлах и сплавах до наноразмеров за счет больших деформаций сдвига.

Сдвиг является основным механизмом пластической деформации. Схема простого сдвига обеспечивает возможность многократного циклического деформирования путем изменения направления действия касательных напряжений на границах деформируемого объема после очередного цикла обработки. Это позволяет достигать высоких значений интенсивности накопленных де-

формаций, причем на каждом цикле деформирования можно обеспечить заданную величину сдвига.

Формирование наноструктур реализуется за счет использования обжатия с большими степенями деформации (мегапластическая деформация со степенями $\varepsilon = 3 \dots 10$ и более) при сравнительно низких температурах (ниже $0,3 \dots 0,4 T_{пл}$).

К получению зерен субмикrokристаллического и нанокристаллического уровня методами ИПД приводит сочетание двух факторов: высокая интенсивность и существенная немонотонность деформации, осуществляемой при температурах не выше температуры протекания процесса рекристаллизации. Первый процесс обеспечивает необходимое генерирование дислокаций и эволюцию дислокационной структуры, а второй процесс – активизацию новых систем скольжения решеточных дислокаций и их взаимодействие с образующимися при деформации малоугловыми границами фрагментов, что приводит к их перестройке в высокоугловые границы общего типа.

На основе методов интенсивной пластической деформации получают массивные образцы, пригодные для испытания и создания реальных изделий на основе не только чистых металлов, но и промышленных сплавов.

Методы ИПД позволяют формировать субмикро- и нанокристаллические многофункциональные структуры с уникальным сочетанием таких особо важных для инженерных применений механических и эксплуатационных свойств, как высокие прочность и пластичность, высокая усталостная прочность, износостойкость.

При получении ультрамелкозернистых структур методами ИПД в металлах и сплавах не изменяется их исходный химический состав. Интенсивная пластическая деформация, являясь, по сути, новым применением методов обработки металлов давлением, имеет возможность встраиваться в существующие технологические цепочки на стадиях металлургического передела слитков – полуфабрикат или полуфабрикат – изделие.

Среди большого многообразия получаемых методами ИПД материалов особый интерес представляют титан и его сплавы; использование данных высокопрочных легких материалов возможно во многих инновационных отраслях промышленности, в том числе в авиационно-космической отрасли, в автомобилестроении, в медицине.

Исследованный в данной работе технически чистый титан ВТ1-0 с субмикrokристаллической структурой (размер зерен ~ 250 нм, рис. 1) был получен с помощью метода всестороннейковки, который имеет ряд преимуществ по сравнению с другими методами ИПД.

В данном методе простые операции свободнойковки (осадка и протяжка) повторяются многократно со сменой оси прилагаемого деформирующего усилия, рис. 2.

Такая схема деформации позволяет сохранить форму и размеры заготовки, обеспечив ее интенсивную горячую деформацию, которая обычно сопровождается рекристаллизацией, даже в достаточно хрупких материалах и при сравнительно небольших удельных нагрузках на инструмент. Метод не требует дорогостоящего инструмента и позволяет использовать существующее технологическое прессовое оборудование.

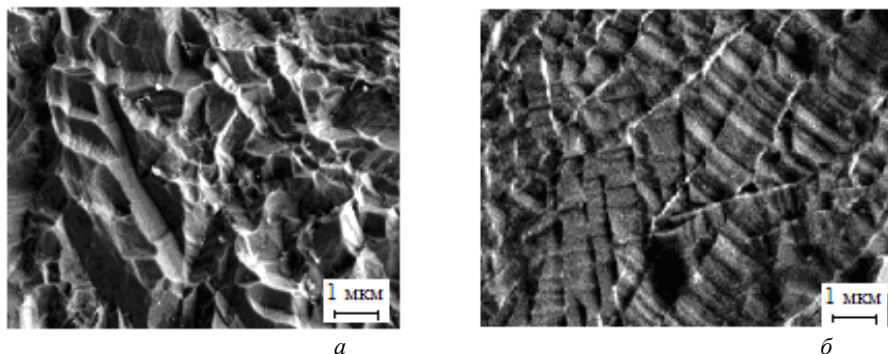


Рисунок 1 – Микроснимки структуры BT1-0 в исходном (крупнокристаллическом) состоянии (а) и в субмикrokристаллическом состоянии после всестороннейковки (б), полученные с помощью сканирующего электронного микроскопа *Hitachi F-148*

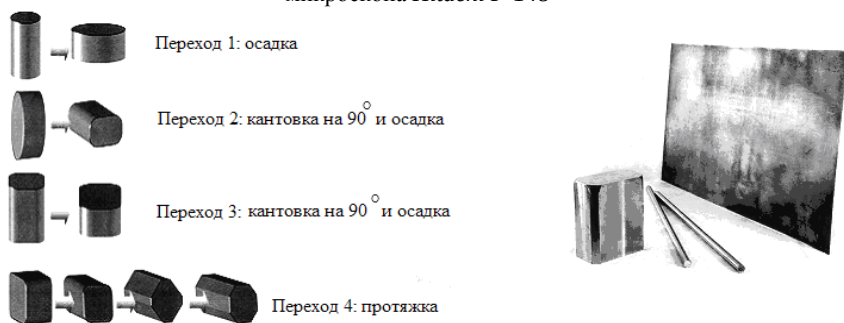


Рисунок 2 – Схема всестороннейковки (а) и наноструктурные полуфабрикаты из титановых сплавов (б), полученные данным методом

Формирование субмикро- и нанокристаллической структуры материалов в условиях ИПД, в частности, всестороннейковки, связано с большими деформациями сдвига путем накопления деформации в заготовках. В ходе интенсивной пластической деформации происходит искажение кристаллической решетки и формирование упругоискаженных областей с внутренними дальнедействующими напряжениями. Указанные факторы обуславливают нестабильность структуры и вероятность рекристаллизации при температу-

рах, более низких по сравнению с традиционными материалами (так называемой низкотемпературной рекристаллизации).

Метастабильность зеренной структуры металла, частичная релаксация напряжений под действием температурного, силового и временного факторов могут привести к существенному росту зерна и, соответственно, к ухудшению механических свойств. Особую роль при этом играет тепловой фактор.

Поскольку конечные изделия из субмикро- и нанокристаллических материалов получают механической обработкой резанием, сопровождающейся интенсивным тепловыделением в зоне контакта инструмент – обрабатываемый материал, особую актуальность приобретает изучение стабильности структуры в процессах окончательной технологической обработки.

Исследование влияния режимов резания (скорости, подачи, глубины резания) на механические свойства субмикрокристаллического титана BT1-0 проводились на вертикально-фрезерном станке.

В качестве инструмента использовалась однозубая торцовая фреза из твердосплавного материала ВК8. Геометрические параметры режущей части фрезы: передний угол $\gamma = 0^\circ$; задний угол $\alpha = 20^\circ$; углы в плане $\varphi = 60^\circ$, $\varphi_1 = 30^\circ$; угол наклона главной режущей кромки $\lambda = 15^\circ$; фаска вдоль главной режущей кромки $f = 0,5$ мм.

При проведении экспериментальных исследований параметры режима резания варьировались в пределах: $V = 30 \dots 160$ м/мин, $S_z = 0,09 \dots 0,14$ мм/зуб с постоянной глубиной резания $t = 0,5$ мм.

Достаточно важную роль при исследовании процессов механической обработки материалов с субмикро- и нанокристаллической структурой играет анализ микротвердости, поскольку данная величина является не только важнейшей характеристикой механических свойств материалов, но и параметром, связанным со структурным состоянием материалов, а также напряженным состоянием поверхностных слоев, формируемых при резании.

В данной работе исследовалась микротвердость образцов титана в исходном крупнокристаллическом состоянии (горячекатаные прутки $\varnothing 15$ мм), в субмикрокристаллическом состоянии после процесса всестороннейковки (заготовки шестигранной формы размером 25×20 мм), а также образцов после механической обработки с различными параметрами режима резания.

Микроиндентирование проводилось на микротвердомере ПМТ-3 с использованием алмазной пирамиды Виккерса. Нагрузка на индентор составляла 0,49 Н. Значения величины микротвердости усреднялись по 9...10 замерам.

Установлено, что микротвердость исходного крупнокристаллического технически чистого титана BT1-0 составляет 1800 МПа. Как показали измерения, микротвердость данного материала после всестороннейковки существенно выше – 2900 МПа, что характерно для субмикро- и нанокристаллических материалов, полученных ИПД, и достаточно хорошо коррелирует с литературными данными, табл. 1.

Таблица 1 – Физико-механические свойства ВТ1-0 (литературные и экспериментальные данные, полученные в работе)

Физико-механические свойства	Наноструктурное состояние	Крупнокристаллическое состояние
Плотность ρ , г/см ³	4,492	4,54
Предел прочности σ_B , МПа	960	460
Предел упругости $\sigma_{\text{упр}}$, МПа	434	238
Предел текучести $\sigma_{0,2}$, МПа	725	380
Относительное удлинение δ , %	10	26
Относительное сужение ψ , %	45	60
Микротвердость H_v , МПа	2820 (2900*)	1800 (1800*)

* – экспериментальные данные, полученные в работе

В процессе механической обработки резанием микротвердость H_v образцов титана с крупно- и субмикрокристаллическим строением изменяется.

Экспериментальные зависимости микротвердости образцов от параметров режима резания приведены на рис. 3.

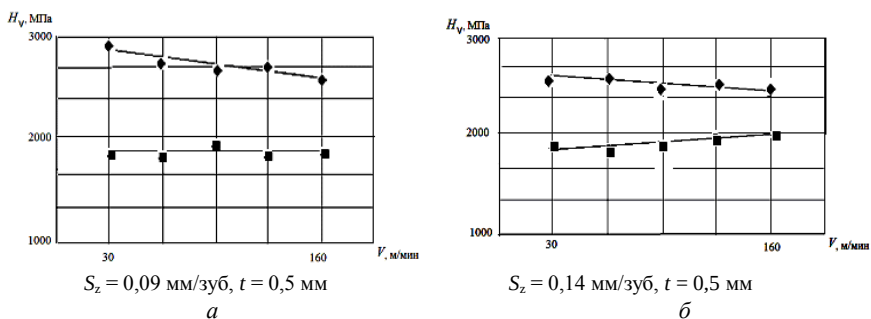


Рисунок 3 – Зависимость микротвердости ВТ1-0 от параметров процесса резания

Анализ полученных результатов показал, что при обработке на низких значениях скорости резания и подачи ($V = 30$ м/мин и $S_z = 0,09$ мм/зуб) происходит незначительное снижение микротвердости у образца с субмикрокристаллической структурой (изменения в пределах погрешности измерений, которая составляет $\sim 5\%$). Увеличение скорости резания приводит к устойчивому снижению микротвердости – ее значение при $V = 160$ м/мин составляет ~ 2600 МПа, рис. 3, а, т.е. уменьшается по сравнению с исходным значением на 10% .

В образце с крупнокристаллической структурой при обработке во всем диапазоне указанных режимов величина микротвердости осталась практически неизменной, см. рис. 3, а.

Микроиндентирование образцов, обработанных при использовании аналогичного диапазона скоростей резания, но при увеличении подачи показал следующее. При изменении скорости резания от 30 м/мин до 160 м/мин и увеличении подачи до 0,14 мм/зуб наблюдалось стабильное снижение величины микротвердости в субмикрокристаллическом образце от 2550 МПа до 2400 МПа, при этом величина микротвердости в крупнокристаллическом образце несколько увеличилась – от 1800 МПа до 2000 МПа.

Для объяснения полученных результатов необходимо учесть, что микротвердость связана с как со структурным состоянием (химическим и фазовым составом, наличием дефектов кристаллического строения), так и напряженным состоянием поверхностного слоя материала, вклад которого весьма существенен для метастабильных нано- и субмикрокристаллических структур, полученных методами интенсивной пластической деформации. С учетом термодинамической неустойчивости материалов, полученных ИПД, это состояние может существенно изменяться в процессе механической обработки, сопровождающейся развитием высоких температур и давлений.

Так, существенное снижение микротвердости образцов ВТ1-0, полученных ИПД, рис. 3, а, может быть объяснено частичной релаксацией напряженного состояния в поверхностном слое, что связано с повышением температуры в зоне резания вследствие повышения скорости резания.

При увеличении подачи интенсивность процесса снижения величины микротвердости субмикрокристаллического образца заметно меньше в связи с тем, что время действия теплового источника существенно сократилось.

Некоторое увеличение микротвердости крупнокристаллического образца, по всей видимости, объясняется наклепом поверхностного слоя в процессе механической обработки.

Таким образом, полученные экспериментальные данные свидетельствуют о существенном влиянии параметров режима обработки (скорости резания, подачи) на механические свойства (микротвердость) образцов титана ВТ1-0 с субмикрокристаллической структурой, полученных методами ИПД (всесторонней ковкой).

Характер выявленных изменений существенно отличается для образцов титана с крупно- и субмикрокристаллическим строением.

Изменения микротвердости и, соответственно, напряженного состояния поверхностного слоя титана в процессе обработки, как предполагается, обусловлены структурным фактором – увеличением размера зерен материала, что связано, прежде всего, с изменением состояния неравновесных границ зерен, содержащих высокую плотность дефектов кристаллического строения, под влиянием существенного теплового воздействия при механической обра-

ботке. Это также подтверждается результатами исследования структуры с помощью сканирующего электронного микроскопа.

Полученные результаты могут свидетельствовать о нестабильности структурного состояния полученных интенсивной пластической деформацией образцов технически чистого титана ВТ1-0 и возможном процессе низкотемпературной рекристаллизации его структуры, протекающем вследствие теплового воздействия при механической обработке резанием.

Для обеспечения высокого уровня физико-механических свойств функциональных изделий из субмикро- и нанокристаллического титана, получаемых механической обработкой, необходимо определение области рациональных режимов резания, которые обеспечат стабильность субмикро- и наноструктуры металла под воздействием динамического теплового поля в зоне резания.

Список использованных источников: 1. *Валиев Р.З.* Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией / Р.З. Валиев, И.В. Александров. – М.: Логос, 2000. – 271 с. 2. *Валиев Р.З.* Создание металлов и сплавов с уникальными свойствами с использованием интенсивных пластических деформаций // Российские нанотехнологии, 2006. – Т.1, №1-2. – С. 208-216. 3. *Вerezub Н.В.* Методология механических процессов обработки объемных нанокристаллических материалов / Н.В. Вerezub, Дж. Каптай, А.А. Симонова // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць, 2008. – Вип.2. – С. 19 - 26. 4. *Глезер А.М.* Физика мегапластической деформации / А.М. Глезер, Л.С. Метлов // ФТТ, 2010. – Т.52, вып. 6. – С. 1090-1098. 5. *Лякишев Н.П.* Наноматериалы конструкционного назначения / Н.П. Лякишев, М.И. Алымов // Российские нанотехнологии, 2006. – Т.1, №1. – С. 71 – 81. 6. *Переvezencev В.Н.* Теория аномального роста зерна в субмикрокристаллических материалах, полученных методом интенсивной пластической деформации / В.Н. Переvezencev, А.С. Пупышин // ФММ, 2006. – Т.120, №1. – С. 33 - 37. 7. *Hornyak G., Dutta J., Tibbals H., Rao A.* Introduction to Nanoscience – CRC Press, N.Y., 2008 – 815 p.

Поступила в редакцию 17.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Valiev R.Z. Nanostrukturnye materialy, poluchennye intensivnoy plasticheskoy deformaciej / R.Z. Valiev, I.V. Aleksandrov. – М.: Logos, 2000. – 271 s. 2. Valiev R.Z. Sozdanie metallov i splavov s unikal'nymi svojstvami s ispol'zovaniem in-tensivnyh plasticheskikh deformacij // Rossijskie nanotehnologii, 2006. – Т.1, №1-2. – S. 208- 216. 3. Verezub N.V. Metodologija mehanicheskikh processov obrabotki ob#emnyh nanokristallicheskih materialov / N.V. Verezub, Dzh. Kaptaj, A.A. Simonova // Suchasni tehnologii v mashinobuduvanni: zb. nauk. prac', 2008. – Vip.2. – S. 19 - 26. 4. Glezer A.M. Fizika megaplasticheskoy deformacii / A.M. Glezer, L.S. Metlov // FTT, 2010. – T.52, vyp. 6. – S. 1090-1098. 5. Ljakishev N.P. Nanomaterialy konstrukcionnogo naznachenija / N.P. Ljakishev, M.I. Alymov // Rossijskie nanotehnologii, 2006. – Т.1, №1. – S. 71 – 81. 6. Perevezencev V.N. Teorija anomal'-nogo rosta zerna v submikrokristalli-cheskih materialah, poluchennyh metodom intensivnoy plasticheskoy deformacii / V.N. Perevezencev, A.S. Pupyshin // FMM, 2006. – Т.120, №1. – S. 33 - 37. 7. Hornyak G., Dutta J., Tibbals H., Rao A. Introduction to Nanoscience – CRC Press, N.Y., 2008 – 815 p.

А.А. Ситников, д-р техн. наук, В.И. Яковлев, канд. техн. наук,
В.Д. Гончаров, канд. техн. наук, А.А. Попова, Барнаул, Россия

ИССЛЕДОВАНИЕ МОРФОЛОГИИ И ФОРМИРОВАНИЯ РЕЛЬЕФА ПОВЕРХНОСТИ ДЕТОНАЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ ГИДРОКСИАПАТИТА КАЛЬЦИЯ

У роботі досліджені морфологія й формування певного рельєфу поверхні (шорсткості) кальцій-фосфатних покриттів на титанову основу. Встановлено, що є можливість керування шорсткістю напильної поверхні шляхом зміни вихідного гранулометричного складу порошкових сумішей гідроксіапатита кальцію.

В работе исследована морфология и формирование определенного рельефа поверхности (шероховатости) кальций-фосфатных покрытий на титановую основу. Установлено, что имеется возможность управления шероховатостью напыленной поверхности путем изменения исходного гранулометрического состава порошковых смесей гидроксиапатита кальция.

A.A. SITNIKOV, V.I. JAKOVLEV, V.D. GONCHAROV, A.A. POPOVA

RESEARCH OF MORPHOLOGY AND FORMATION OF THE SURFACE RELIEF OF
DETONATION COVERINGS ON THE BASIS OF CALCIUM HYDROXYAPATITE

In work the morphology and formation of a certain relief of a surface (roughness) calcium-phosphatic of coverings on a titanic basis is investigated. It is established that there is a possibility of management of a roughness of the raised dust surface by change initial components structure of powder mixes of a hydroxyapatite of calcium.

Бурное развитие нанотехнологий не обошло стороной и медицинские имплантаты. В настоящее время разработаны методы интенсивной пластической деформации для получения объемных наноструктурных металлических материалов, в том числе титана и титановых сплавов. Формирование однородной ультрамелкозернистой структуры и наноструктуры в титане позволило получить материал с высокими механическими свойствами, соответствующими титановым сплавам медицинского назначения. Чистый титан не содержит легирующих вредных для организма элементов. При этом не меняется элементный и фазовый состав и наноструктурный титан может быть успешно применен в медицинской практике. Для остеointеграции биологических тканей на поверхность изделий из титана наносят кальцийфосфатные покрытия (аморфные, нанокристаллические и кристаллические), что позволяет придать изделию (имплантату) необходимые эксплуатационные свойства без изменения его природы и структуры.

Основные требования, предъявляемые к биопокрытиям, – улучшенная биосовместимость, пористость, шероховатость, способствующая интеграции с костной тканью, химическая и фазовая стабильность [1, 2].

Так, в мировой стоматологической практике применяются имплантаты с поверхностью SLA, полученной пескоструйной обработкой и протравливанием кислотой; имплантаты с поверхностью Osseotite, полученной двукратным протравливанием; имплантаты с анодированной поверхностью TiUnite и др.

Однако, предлагаемые технологии создания биосовместимых покрытий дентальных имплантатов не всегда удовлетворяют в полной мере современным медицинским требованиям, в связи с чем идет поиск новых технологических решений формирования биосовместимой шероховатой поверхности на имплантатах, обеспечивающей надежную интеграцию имплантата с костной тканью.

Морфология покрытий и их шероховатость играют важную роль при формировании покрытий медицинского назначения. Согласно [3-4] оптимальным требованием медиков являются 4-5 класс шероховатости (ГОСТ 2789-73), что позволяет в условиях специфического микроокружения позволяет родоначальным стромальным клеткам дифференцироваться в соединительную и жировую ткани. Известно, что на успех остеоинтеграции также влияет пористая структура, которая способствует интенсивному врастанию костной ткани в поверхность имплантата, что обеспечивает его надежную фиксацию [3-4]. Многочисленные литературные данные свидетельствуют о том, что на остеоинтеграцию также влияет и фазовый состав покрытий. Наличие резорбируемых кальций-фосфатных соединений инициирует рост костной ткани, что ускоряет процесс остеоинтеграции. Не смотря на многочисленные исследования в этой области, на сегодня нет четкого представления о том, каким параметрами должна обладать идеальная поверхность имплантата. В связи с чем при разработки новых покрытий необходима их полная аттестация (исследования морфологии, шероховатости, фазового состава и т.д.). Это позволит выявить влияние указанных параметров разрабатываемых покрытий на биологические их биологические свойства и установить механизмы успешной остеоинтеграции.

Целью данной работы является исследование морфологии и формирования определенного рельефа (шероховатости) путем нанесения кальций-фосфатных покрытий, на основе гидроксиапатита кальция (ГА) на титановую основу методом детонационного напыления. Размер напыляемых частиц биосовместимого материала варьировался в диапазоне фракции 1-10 мкм, 1- 30 мкм, 50-300 мкм.

Для нанесения кальций-фосфатных покрытий использовалась установка детонационно-газового напыления порошковых материалов «Катунь-М». В качестве подложек использовались титановые пластины размером 20×20×3 мм.

Для очистки поверхности титана от различных загрязнений, и создания шероховатой поверхности на первом этапе применялась пескоструйная воздушно-абразивная обработка с использованием пескоструйного аппарата пневматического действия АПС-22. В качестве абразивного материала использовался порошок окиси алюминия Al_2O_3 мелкой (80-125 мкм) и крупной (200-800 мкм) фракций.

Исследования морфологии поверхности после пескоструйной обработки методом растровой электронной микроскопии показали, что поверхность имеет ярковыраженный рельеф (рис 1 а). Глубина впадин рельефа зависит от вида абразивного материала и размера его зерна. При этом в случае использования корундового шлифпорошка шероховатость поверхности титана оказывается следующей: $Ra < 1$ мкм (7 класс по ГОСТ 2789-73) и $1,6 \text{ мкм} < Ra < 2,5$ мкм (6 класс) соответственно. Применение в качестве абразивного материала шлифзерна корунда позволяет повысить шероховатость поверхности до $Ra > 2,5$ мкм (5 класс), тем самым получить шероховатость соответствующую требованиям медиков.

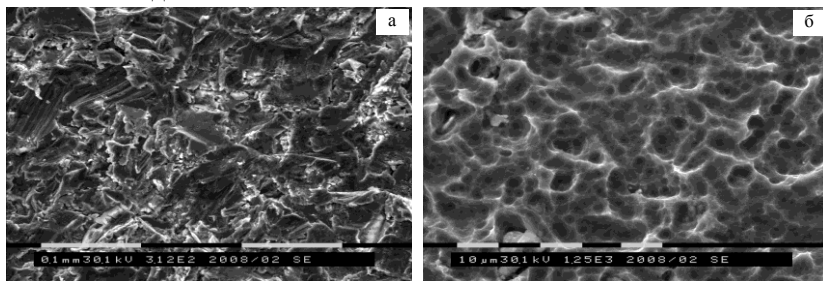


Рисунок 1 – РЭМ- изображения поверхности титана а – после пескоструйной обработки абразивным материалом (корунд), б – после последующего кислотного травления

Следующим этапом обработки поверхности было химическое протравливание в кислотном травителе на основе соляной и серной кислоты, которое позволило очистить поверхность и сформировать высокопористую структуру (30-50%) с размерами пор 2-5 мкм (рис 1 б). После пескоструйной обработки и химического протравливания для очистки поверхности образцы помещались в ультразвуковую мойку Elmasonic 515H.

На рис. 2 приведены типичные РЭМ-изображение покрытия на основе гидроксиапатита, нанесенного детонационно-газовым методом. Видно, что покрытия, имеют ярковыраженный рельеф, характер которого не меняется при проведении предварительной пескоструйной обработки (рис.2 а, б), шероховатость (Ra) составляет 3,5-3,95 мкм при напылении частиц гидроксиапатита мелкой фракции (1-10 мкм). Покрытия состоят из частиц гидроксиапатита (рис.2 в), наблюдаются поры, которые формируются при оплавлении частиц (рис. 2г).

Из практики детонационного напыления известно, что степень пластической деформации частички составляет примерно 1/10 от начального диаметра частицы. Таким образом для частицы диаметром 100 мкм толщина единичного сплэта будет составлять примерно 10 мкм и уровень шероховатости поверхности будет величиной такого же порядка. Следовательно, изменяя дисперсный состав частиц порошка для напыления, мы можем управлять параметром шероховатости.

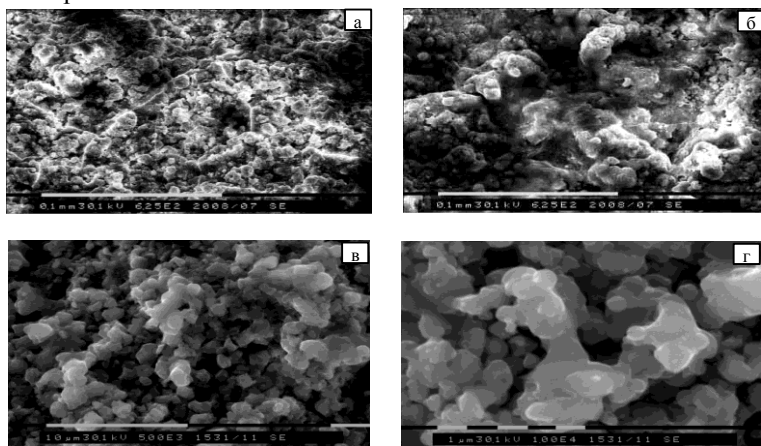


Рисунок 2 – РЭМ-изображение покрытия на основе гидроксиапатита, нанесенного детонационно-газовым методом: а, в – без пескоструйной обработки; б, г – после пескоструйной обработки

Исследования рельефа поверхности покрытий, нанесенных детонационно-газовым методом показало, что он зависит от размера напыляемых частиц. Так при распылении частиц фракции 1-10 мкм шероховатость поверхности покрытий составляет 3,5 мкм по Ra, что соответствует 5 классу шероховатости. При увеличении размера частиц до диапазона 1- 30 мкм наблюдается рост значений шероховатости до 4,72 мкм, а при напылении частиц гидро-

ксиапатита размером 50-300 мкм шероховатость достигает 6, 24 мкм, что соответствует 4 классу.

Таким образом, на основе полученных данных сделан вывод о том, что имеется возможность регулирования шероховатостью напыленной поверхности исходным гранулометрическим составом порошковых смесей гидроксиапатита кальция. Было установлено, что увеличение размера частиц гидроксиапатита до 50-300 мкм приводит к повышению шероховатости до 6,24 мкм. Достигнув оптимального рельефа поверхности детонационных покрытий можно добиться роста костной ткани до 100%.

Предварительная обработка поверхности титановой подложки, включающая пескоструйную обработку и химическое травление, позволяет сформировать высокопористую поверхность (30-45%) с шероховатостью ($R_a > 2,5$ мкм, 5 класс) подложки, но существенно не влияет на формирование рельефа поверхности детонационных покрытий из гидроксиапатита кальция. В полученных покрытиях наблюдаются поры, которые формируются при оплавлении частиц покрытия.

Полученные покрытия представляют интерес для использования в медицинской практике в качестве биопокрытий на титановых имплантатах, которые в настоящее время проходят клинические испытания.

Список использованных источников: 1. Tsui Y. C., Doyle C et al. Plasma sprayed hydroxyapatite coating on titanium substrates // *Biomaterials*. – 1998. – № 19 – p. 2015-2029. 2. Matsuura T., Hosokawa R. et al. Diverse mechanisms of osteoblast spreading on hydroxyapatite and titanium // *Biomaterials*. – 2000. – № 21 – p. 1121-1127. 3. Тушинский Л.И. Методы исследования материалов: Структура, свойства и процессы нанесения неорганических покрытий. – М.: Мир, 2004. – 384 с. 4. Хлусов И.А., Карлов и др. Остеогенный потенциал мезенхимальных стволовых клеток костного мозга in situ: роль физико-химических свойств искусственных поверхностей // *Клеточные технологии в биологии и медицине*. – 2005. – № 3. – С.164-173.

Поступила в редколлегию 14.03.2011

Bibliography (transliterated): 1. Tsui Y. C., Doyle C et al. Plasma sprayed hydroxyapatite coating on titanium substrates // *Biomaterials*. – 1998. – № 19 – p. 2015-2029. 2. Matsuura T., Hosokawa R. et al. Diverse mechanisms of osteoblast spreading on hydroxyapatite and titanium // *Biomaterials*. – 2000. – № 21 – p. 1121-1127. 3. Tushinskiy L.I. Metody issledovaniya materialov: Struktura, svoystva i processy naneseniya neorganicheskikh pokrytij. – М.: Mir, 2004. – 384 s. 4. Hlусov I.A., Karlov i dr. Osteogennyj potencial mezenhimal'nyh stvolovyh kletok kostnogo mozga in situ: rol' fiziko-himicheskikh svoystv iskusstvennyh poverhnostej // *Kletochnye tehnologii v biologii i medicine*. – 2005. – № 3. – S.164-173.

Р.Ф. Смоловик, канд. экон. наук, Харьков, Украина

ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ КОНКУРЕНТОСПОСОБНОСТИ В УСЛОВИЯХ ИННОВАЦИОННОГО РАЗВИТИЯ ПРОИЗВОДСТВА

У статті аналізуються основні тенденції функціонування економічних систем в умовах інноваційного розвитку; розглядається стратегічний аспект інноваційного розвитку підприємства; принципи, завдання, основні напрямки інноваційного розвитку; взаємозв'язок технологічної політики із принципами інноваційного розвитку і її вплив на формування конкурентоспроможності.

В статье анализируются основные тенденции функционирования экономических систем в условиях инновационного развития; рассматривается стратегический аспект инновационного развития предприятия; принципы, задачи, основные направления инновационного развития; взаимосвязь технологической политики с принципами инновационного развития и ее влияние на формирование конкурентоспособности.

R.F. SMOLOVIK

FEATURES OF COMPETITIVENESS FORMATION IN CONDITIONS OF MANUFACTURE INNOVATIVE DEVELOPMENT

In the article the basic tendencies of functioning of the economic systems are analysed in the conditions of innovative development; the strategic aspect of innovative development of enterprise is examined; principles, tasks, basic directions of innovative development; intercommunication of technological policy with principles of innovative development and its influence on forming of competitiveness.

Современная социально-экономическая система в любой своей форме имеет две тенденции своего существования: функционирование и развитие. Последнее представляет собой процесс приобретения нового качества, укрепляющего жизнедеятельность организации в условиях изменения окружающей среды.

Ориентация промышленных предприятий Украины на систему мирового рынка и его конкуренцию, настоятельно требует разработки стратегии управления процессом инновационного развития. На решение указанных задач направлена и принятая в Украине «Концепция научно-технологического инновационного развития». Необходимо отметить, что проблеме инновационного развития уделяется значительное внимание как в теоретических исследованиях, так и в практической деятельности субъектов современной рыночной экономики.

Основные причины такого явления – необходимость насыщения рынка наукоемкой, высокотехнологичной, высококачественной продукцией. Предприятия смогут достичь успеха в конкурентной борьбе только при условии

реализации стратегии инновационного развития, непрерывного осуществления инновационных процессов во всех сферах своей жизнедеятельности. Следовательно, в современных условиях инновационное развитие любой социально-экономической системы можно рассматривать как системный процесс трансформации интеллектуальной деятельности, инновационных идей в объект экономических отношений.

С общесистемных позиций инновационное развитие предприятия рассматривается как тип изменений, повышающий степень организованности системы.

В стратегическом аспекте система охватывает: традиционные инновационные процессы, объединяемые в программе развития предприятия; рост предприятия; реинжиниринг бизнес-процессов; антикризисное управление предприятием.

Для многих промышленных предприятий все виды процессов развития и их различные комбинации могут протекать одновременно. Кроме того, их осуществление на современном этапе развития промышленного производства, решение задачи его выживания в конкурентной среде, требует выполнения целого комплекса принципов:

- общие стратегические принципы инновационного развития;
- стратегические принципы жизнедеятельности организации;
- непрерывная работа с трудовым коллективом по его развитию;
- стратегические принципы производственно-технологической базы организации.

Последний из указанных принципов предусматривает:

- создание научно-обоснованной организационно-логистической структуры организации, целью которой является минимизация затрат средств, времени на выполнение продукции, максимизации ее качества;
- создание современной коммуникационной сети в организации с подключением ее к глобальным источникам информации, использование компьютерной техники и информационных технологий для получения и обработки информации с представлением ее для анализа в удобном виде;
- постоянное внедрение инноваций в жизнедеятельность организации, предприятий;
- создание гибкой технологии, способной к быстрой переналадке для производства различной номенклатуры товаров, основанной на компьютерной и микропроцессорной технике, реорганизация производства.

Необходимо учитывать тот факт, что еще в середине 90-х годов можно было выделить три подхода к решению указанных задач отечественной наукоемкой промышленности:

- долговременный массовый ввоз в страну зарубежной высокотехнологичной продукции;

- использование инновационных технологий промышленно развитых стран; совместный с иностранными компаниями выход на отечественные и зарубежные рынки;

- выбор приоритетных направлений в технологической инновационной деятельности с целью концентрации на них существенной части ограниченных ресурсов.

Каждый из указанных направлений инновационного развития имеет свои преимущества и недостатки. Однако качественные изменения в негативных тенденциях научно-промышленного комплекса Украины могут быть обеспечены только на инновационном пути развития. Однако решение указанных задач требует не только значительных инвестиционных, но и интеллектуальных ресурсов, комплексной инфраструктуры технологической инновационной деятельности и целый комплекс других мероприятий.

Перед многими, даже экономически развитыми странами, возникла необходимость поиска путей своего развития в уже сформированных рамках глобальной цивилизации, в которой приоритетным является знание, интеллект человека, который должен сыграть основную роль в функционировании общественного производства. Процесс обеспечения экономического роста в Украине обусловлен такими составляющими, как: капитал, труд, технологические инновации.

Устойчивое инновационное развитие в экономическом значении предполагает создание некоторых общественных благ для многих поколений и выполнение определенных условий для его осуществления, а глобализация становится постоянно действующим фактором внутренней и внешней экономической жизнедеятельности общества. В этих условиях способность любой организации к технологическим нововведениям становится основным источником конкурентоспособности как самой организации, так и производимых ее товаров.

Под технологией в широком смысле этого слова понимается научно-технические, производственные и коммерческие значения и опыт.

В связи с этим технологическая политика предприятия, организация представляет собой совокупность принципов, способов деятельности, на основании которых разрабатываются и реализуются инновационные продукты, технологические процессы. При этом выделяются следующие основные задачи технологической политики предприятия:

- мониторинг научно-исследовательских достижений в стране и в мире, а также общих технологических тенденций;
- стимулирование процесса постоянного повышения образовательного и квалификационного уровней персонала компании;
- определение факторов, благоприятствующих инновациям;
- формирование организационной структуры предприятия, наиболее благоприятной для осуществления непрерывного инновационного процесса;
- обеспечение мотивации персонала;
- координация и достижение согласованности действий различных подразделений компании по проведению НИОКР».

Исходя из задач, целями научно-технической и технологической политики на промышленном предприятии являются создание прогрессивной структуры производства и внедрение новых технологий как основы повышения конкурентоспособности выпускаемой продукции, использования потенциала прикладной науки и поддержки инноваций. Единство научно-технической и технологической политики на производстве способствует привлечению инвестиций и финансированию проектов технологического перевооружения предприятия.

Для обеспечения экономического развития предприятиям, находящимся в состоянии кризиса, следует сохранить временно невостребованный в условиях кризиса промышленного производства научно-технический потенциал; совершенствовать существующую систему воспроизводства научных достижений в производстве. Для этого на предприятии необходимо определить приоритетные направления технологической реконструкции производства на основе программы развития технологической базы, в рамках которой оказывать поддержку тем научным и конструкторско-технологическим коллективам, которые успешно работают в приоритетных областях. В этих условиях технологическая политика предприятия направлена на достижение двуединой цели: снизить риск и повысить финансовую устойчивость предприятия на основе конкурентоспособности.

Необходимо учитывать, что процесс формирования конкурентоспособного успеха предприятия, при выведении на рынок нового продукта, находится в точке пересечения множества маркетинговых и научно-технических решений; наличия совместимых потребностей отдельных рыночных сегментов и технологических возможностей их обеспечения, создает основу техно-

логически обоснованной инновационной стратегии развития и управления технологическим потенциалом предприятия.

Однако необходимо учитывать, что конкурентоспособность инновационных технологий обусловлена факторами более высокого уровня, нежели конкурентоспособность товаров, продуктов, услуг.

Так конкурентоспособность продукции зависит, в основном, от инновационной технологии. В то время как конкурентоспособность технологии определяется целым рядом нерыночных факторов и может быть утрачена в результате появления суперинновационной технологии; уровень конкурентоспособности технологии изменяется в зависимости от стадии ее жизненного цикла, изменяя степень своего влияния на формирования уровня конкурентоспособности продукта. Возможны следующие соотношения инновационного цикла технологий и продуктов, характеризующие формирование уровня конкурентоспособности. Если жизненный цикл технологий (T_T) совпадает с жизненным циклом разрабатываемого продукта ($T_{пр}$), то такая инновационная технология имеет минимальный срок ее использования.

Наиболее перспективными для процесса производства и обеспечения конкурентоспособности продукта являются такие технологии, у которых жизненный цикл технологий значительно больше жизненного цикла продукта ($T_T > T_{пр}$).

Все изложенное выше позволяет сделать вывод: обеспечение стабильных конкурентоспособных преимуществ предприятия, продукции может быть достигнуто только на основе разработки стратегии управления технологическим потенциалом предприятия, как составным элементом системы его инновационного развития. При этом необходимо учитывать факторы, которые влияют на продолжительность жизненного цикла самого предприятия.

Список использованных источников: 1. Бадин Н.И. Эффективность технологических нововведений. – К., 2007. 2. Барабин С.К. Конкурентоспособность промышленных товаров. – М., 2008. 3. Юданов А.Д. Конкуренция: теория и практика. – М., 2006.

Поступила в редколлегию 15.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Badin N.I. Jeffektivnost' tehnologicheskikh novovvedenij. – K., 2007. 2. Barabin S.K. Konkurentosposobnost' promyshlennyh tovarov. – M., 2008. 3. Judanov A.D. Konkurencija: teorija i praktika. – M., 2006.

А.Л. Становский, д-р техн. наук, Т.В. Библик,
В.В. Грибова, канд. физ.-мат. наук, Одесса, Украина,
Д.А. Желдубовский, Киев, Украина

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА ОТЛИВОК ПУТЕМ ОПТИМИЗАЦИИ СОСТАВНЫХ СОБЫТИЙ В ЛИТЕЙНОЙ ФОРМЕ

Установлено, что качество отливок во многих случаях зависит от синхронизации тех или иных событий в литейной форме. Построен фазовый портрет динамической системы «отливка – литейная форма» и рассмотрена проблема синхронизации составных событий в процессе охлаждения такой системы после заливки. Сформулирована цель управления системой: синхронизация или десинхронизация событий в ней. Показана возможность реального управления качеством отливки путем воздействия на процессы синхронизации в системе «стальная отливка – песчано-смоляная литейная форма».

Встановлено, що якість виливків у багатьох випадках залежить від синхронізації тих або інших подій у ливарній формі. Побудований фазовий портрет динамічної системи «виливок – ливарна форма» і розглянута проблема синхронізації складених подій у процесі охолодження такої системи після заливки. Сформульована мета керування системою: синхронізація або десинхронізація подій у ній. Показана можливість реального керування якістю виливка шляхом впливу на процеси синхронізації в системі «сталевий виливок – піщано-смоляна ливарна форма».

A.L. STANOVSKIJ, T.V. BIBIK, V.V. GRIBOVA, D.A. ZHELDUBOVSKIJ
IMPROVEMENT OF CASTING QUALITY BY OPTIMIZATION OF COMPOUND EVENTS IN
THE FOUNDRY FORM

It is established that cast quality in many cases depends on synchronization of those or other events in a casting mold. The phase portrait of dynamic system «cast – a casting mold» is constructed and the problem of synchronization of compound events in the course of cooling of such system after priming is considered. The purpose of system control is formulated: synchronization or desynchronization events in it. Possibility of real quality management of casting by influence on synchronization processes in system «steel casting – a peschano-pitch casting mold» is shown.

Искусство литья, как и любое «служенье муз», не терпит суеты. Даже такие высокоинтенсивные процессы, как тепломассообмен в динамической системе «отливка – песчаная форма», протекают относительно медленно (знаменитая отливка «Царь-колокол» остывала в земле 2 месяца!).

Это позволяет говорить о возможности управления подобными процессами путем внешнего воздействия на систему при ее охлаждении после заливки.

К сожалению, многочисленные известные зависимости фазовых переменных системы от времени (см., например, [1, 2]) не позволяют четко сформулировать цель такого управления, за исключением, пожалуй, ускорения процесса, что не всегда приводит к главному результату – качеству отливок.

В последнее время исследователи обратили внимание на важное обстоятельство, позволяющее выдвинуть в качестве цели совпадение (или, наобо-

рот, – несовпадение) во времени заранее назначенных событий в литейной форме, к которым относят некоторые поименованные состояния на фазовом портрете объекта управления [3].

В табл. приведены примеры того, как такая синхронизация может повлиять на качество отливок.

Таблица – Влияние синхронизации событий в песчано-смоляной форме на качество стальных отливок

№№ п/п	Состояние в подсистеме «давление газов P »	Состояние в подсистеме «температура отливки T »	Возможные последствия синхронизации
1	$P = P_{\max}$	$T > T_{\text{лик}}$	Газовая пористость
2		$T_{\text{сол}} < T < T_{\text{лик}}$	Поверхностные газовые раковины
3		$0,9T_{\text{сол}} < T < T_{\text{сол}}$	«Апельсиновая корка»
4		$T < 0,9T_{\text{сол}}$	Отливка без дефек- тов

Наличие, как минимум, двух синхронизируемых подсистем позволяет рассматривать остывающую в форме отливку с точки зрения теории динамических систем и построить ее фазовый портрет.

Построение начинается с получения теоретических или эмпирических соотношений, связывающих фазовые переменные T и P со временем τ :

$$T = f_1(\tau); \quad (1)$$

$$P = f_2(\tau); \quad (2)$$

при начальных и граничных условиях:

$$f_1(0) = T_0; \quad f_2(0) = P_0; \quad (3)$$

$$0 \leq \tau \leq \tau_k; \quad T_0 \leq T \leq T_{\text{ср}}; \quad P_0 \leq P \leq P_{\text{ср}}. \quad (4)$$

Выразим из (2) τ через P :

$$\tau = f_2^{-1}(P) \quad (5)$$

и, подставляя (5) в (1), получим в итоге выражения для фазовых траекторий динамической системы «отливка – песчаная форма» в координатах «температура отливки – давление в форме»:

$$T = f_1 \left[f_2^{-1}(P) \right]. \quad (6)$$

Все фазовые траектории, возможные в пределах ограничений, входящих в (4), составляют фазовый портрет системы в указанных координатах (рис. 1).

На рисунке точка S соответствует синхронизации событий T_S и P_S в подсистемах на пути динамической системы от точки $(T_0; P_0)$ из области начальных условий к естественному аттрактору – точке $(T_{\text{ср}}; P_{\text{ср}})$, соответствующей температуре и давлению окружающей среды.

Как видно из рисунка, траектория 1 фазового портрета системы не проходит через точку S , а значит, синхронизация событий T_S и P_S не произойдет. Если специалистами-литейщиками признано, что такая синхронизация необходима для качества отливок, то целью управления становится изменение на фазовом портрете траектории 1 на траекторию 2 так, чтобы последняя прошла через точку S .

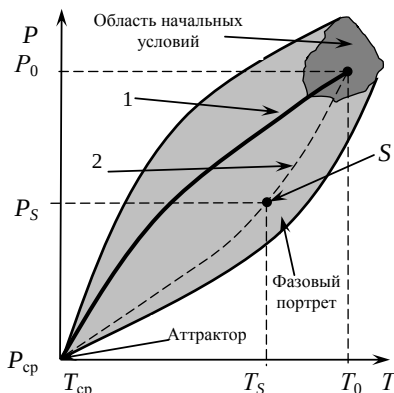


Рисунок 1 – Фазовый портрет динамической системы «отливка – песчаная форма» в координатах «температура отливки – давление в форме»

В этом случае проблема сводится к возможности математического прогнозирования таких событий с помощью уравнений (1) и (2), что может представлять значительные трудности по разным причинам. Одна из таких причин – так называемые «составные» события, когда имеет место их последовательная цепочка: первое рассчитывается аналитически, чаще всего, по уравнениям тепло- и массопереноса, а последнее проистекает из предыдущих, причем эти переходы имеют иную природу и описываются совершенно другими математическими моделями.

Примером составного события в литейной форме может служить последовательность: <достижение максимального давления в форме на границе с жидкой отливкой> – <всплытие газового пузыря>. Модель наступления первого элемента последовательности (назовем его предварительным состоянием) – дифференциальные уравнения выделения и удаления газов из в литейной формы, модель второго (основного) события – уравнения гидрогазодинамики гетерогенных сред.

В таких условиях синхронизация (десинхронизация) предварительных событий не решает задачу. На рис. 2 показано, как выполненная десинхронизация предварительных событий не решает общую задачу «развести» основные события во времени, т.к. различное время между предварительными и основными событиями в обеих подсистемах «съедает» эту разницу и основные события все-таки происходят одновременно.

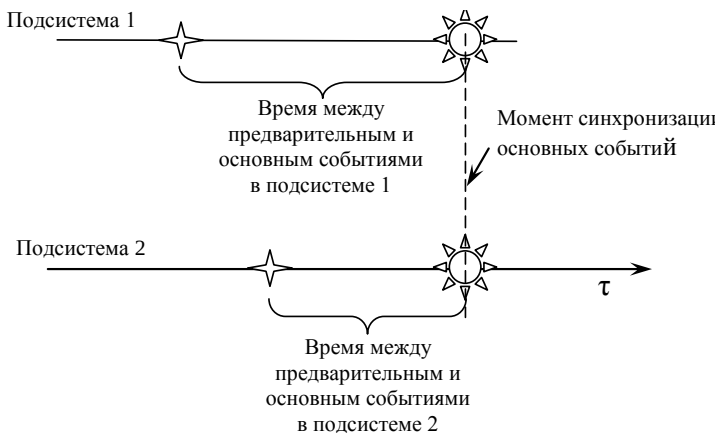


Рисунок 2 – Пример неудачной попытки десинхронизации основных событий

В случаях, когда целью является десинхронизация, борьба с этим явлением может быть сведена к решению одной из следующих задач:

- не допустить наступления одного или обоих предварительных событий;
- не допустить наступления одного или обоих основных событий (если предварительные все же произошли);
- добиться десинхронизации основных событий с учетом времени между предварительными и основными событиями в обеих подсистемах.

При попытке их постановки и решения и без того сложная математическая модель (6) еще более усложняется. Действительно, исходные уравнения (1) и (2) приобретают вид:

$$T = f_1[\tau - \alpha(T)]; \quad (7)$$

$$P = f_2[\tau - \beta(P)]; \quad (8)$$

при начальных и граничных условиях:

$$f_1(0) = T_0; \quad f_2(0) = P_0; \quad (9)$$

$$0 \leq \tau \leq \tau_k; \quad T_0 \leq T \leq T_{cp}; \quad P_0 \leq P \leq P_{cp}; \quad 0 \leq \alpha(T) \leq \alpha_{max}; \quad 0 \leq \beta(P) \leq \beta_{max}, \quad (10)$$

где $\alpha(T)$ – время, прошедшее между предварительным и основным событиями в первой подсистеме; $\beta(P)$ – время, прошедшее между предварительным и основным событиями во второй подсистеме.

Теперь после преобразования

$$\tau = f_2^{-1}(P) + \alpha(T) \quad (11)$$

и подстановки в (7) получим:

$$T = f_1[f_2^{-1}(P) + \alpha(T) - \beta(P)]. \quad (12)$$

Функции $f_1(\cdot)$, $\alpha(\cdot)$ и $\beta(\cdot)$ и $f_2^{-1}(\cdot)$ весьма сложны и, как правило, представляют собой дифференциальные уравнения в частных производных вто-

рой степени, причем обращенная функция $f_2^{-1}(\cdot)$ не может быть выражена явно. Поэтому в компьютерных экспериментах использовали численные методы решения задач в среде *MathCAD* (номер лицензионного соглашения: 76487-ОЕМ-0061491-55112)

Анализ выражения (12) показывает, что наличие компонент $\alpha(T)$ и $\beta(P)$ может существенно повлиять на ход кривой 1 на рис. 1, приближая или отдаляя возможность синхронизации событий в системе. Важно также, что эти компоненты всегда положительны и входят в (12) с разными знаками, что может привести к их полной взаимной компенсации.

При построении системы управления процессом синхронизации (десинхронизации) событий в литейной форме или другом объекте литейного производства периоды времени между предварительными и основными событиями рассматривали как запаздывание по состоянию объекта управления [4]. Наличие запаздываний в контурах управления ведет к росту фазового сдвига, который может вызвать нарушение устойчивости замкнутой системы управления даже при небольших значениях усиления регулятора, поэтому управляющие влияния приходится ограничивать. На практике это приводит к снижению скорости управления.

Пусть *текущее состояние* системы «отливка – песчаная форма» характеризуется вектором $\mathbf{x}(t)$. Компонентами этого вектора могут быть упомянутые выше температура металла T и давление газов на границе «металл-форма» P .

Выходом системы $\mathbf{y}(t)$ могут быть параметры состояния динамической системы, например, интервал десинхронизации, непосредственно связанный с показателями качества отливки: наличием поверхностных дефектов, концентрацией углерода в поверхностном слое металла и т.п.

Управление системой характеризуется вектором $\mathbf{u}(t)$, компонентами которого могут быть, например, температура заливки, параметры уплотнения формы или интенсивность аспирации газов из ее пор.

Запаздывание в соответствующих цепях системы управления технологическим процессом описывается гиперболическим уравнением первого порядка [4]:

$$\frac{d\mathbf{x}(t)}{dt} = \mathbf{f}[\mathbf{x}(t), \mathbf{x}(t - \alpha), \mathbf{x}(t - \beta), \mathbf{u}(t), \mathbf{u}(t - \alpha), \mathbf{u}(t - \beta)], \quad (13)$$

$$\mathbf{y}(t) = \mathbf{h}[\mathbf{x}(t), \mathbf{x}(t - \alpha), \mathbf{x}(t - \beta)] \quad (14)$$

с начальными условиями:

$$\mathbf{x}(0) = \mathbf{x}_0; \quad (15)$$

где t – время; $\mathbf{h}$ – передаточная функция устройства, которое оценивает качество синхронизации на выходе системы.

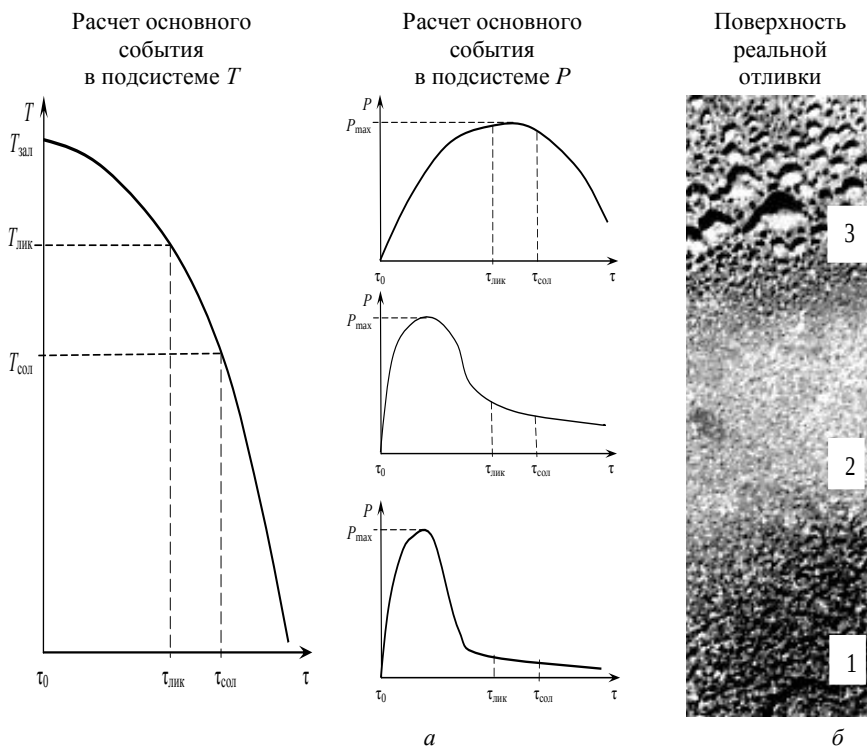


Рисунок 3 – Сравнение результатов компьютерных (а) и натуральных (б) экспериментов: «пригар» (1), «чистая поверхность» (2), «апельсиновая корка» (3)

Для таких систем управления существуют разные методы компенсации запаздываний, все они основываются на создании некоторого аналитического прогнозирующего блока в контуре управления [4].

Возможность реального управления качеством отливки путем воздействия на процессы синхронизации в системе «стальная отливка – песчано-смоляная литейная форма» подтверждает совпадение результатов компьютерных экспериментов по предложенным выше моделям и натурального эксперимента, выполненного в [5] (рис. 3).

Натурный эксперимент проходил в условиях, когда в отдельных частях отливки создавались разные условия воздействия на жидкий и кристаллизующийся металл.

В расчетах вначале рассматривалась динамическая модель системы «отливка – форма» в координатах «температура отливки – газопроницаемость стенки оболочковой формы».

Предварительными событиями в термической подсистеме считали достижение температурой отливки значения $T_{лик}$, а в гидравлической – снижение газопроницаемости стенки до 10 ед.

Поскольку каждое из этих событий непосредственно не сказывается на качестве отливки, какое-либо соответствие между фактом синхронизации и показателями качества не обнаружена. Поэтому их рассматривали как предварительные, приводящие к основным событиям: «окончание кристаллизации» и «давление газов в форме».

Окончательный расчет подтвердил, что описание системы с учетом составных событий в ней позволяет построить адекватную математическую модель возникновения основных поверхностных дефектов стальных отливок, незаменимую как при проектировании технологии литья, так и при построении АСУ ТП.

Список использованных источников: 1. Баландин Г.Ф. Основы теории формирования отливки. Часть 1. – М.: Машиностроение, 1976. – 328 с. 2. Серебро В.С. Процессы тепло- и массопереноса при формировании отливки. – К.: УМК ВО, 1992. – 79 с. 3. Найдек В.Л., Лысенко Т.В., Становский А.Л. Синхронизирующее управление процессами тепломассопереноса в системе отливка – форма // Литейное производство. – 2007. – № 7. – С. 23 – 26. 4. Рей У. Методы управления технологическими процессами. – М.: Мир, 1983. – 368 с. 5. Становский А.Л. Получение отливок с качественной поверхностью при литье черных металлов в формы на термореактивных связующих / Дисс. ... канд. техн. наук: 05.16.04. – Одесса: ОПИ, 1980. – 166 с.

Статья поступила в редколлегию 12.05.2011

Bibliography (transliterated): 1. Balandin G.F. Osnovy teorii formirovanija otlivki. Chast' 1. – М.: Mashinostroenie, 1976. – 328 s. 2. Serebro V.S. Processy teplo- i massopere-nosa pri formirovanii otlivki. – К.: UMK VO, 1992. – 79 s. 3. Najdek V.L., Lysenko T.V., Stanovskij A.L. Sinhronizirujuwee upravlenie processami teplomassopere-nosa v sisteme otlivka – forma // Litejnoe proizvodstvo. – 2007. – № 7. – S. 23 – 26. 4. Rej U. Metody upravlenija tehnologicheskimi processami. – М.: Mir, 1983. – 368 s. 5. Stanovskij A.L. Poluchenie otlivok s kachestvennoj poverhnost'ju pri lit'e chernyh metallov v formy na termoreaktivnyh svyazujuwih / Diss. ... kand. tehn. nauk: 05.16.04. – Odessa: OPI, 1980. – 166 s.

В.Н. Ткаченко, канд. техн. наук, Харьков, Украина

АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ГИБКОГО КОЛЕСА ВОЛНОВОЙ ЗУБЧАТОЙ ПЕРЕДАЧИ

В статті наведена методика і підсумки аналізу напружено-деформованого стану гнучкого колеса хвильової передачі. Для визначення напружень використовується технічна моментна теорія циліндричних оболонок. Це дозволяє визначити напруження згину в перерізах, які містять та перпендикулярні осі оболонки. Підсумки розрахунків порівнюються з підсумками тензовимірювання.

В статье приведена методика и результаты анализа напряженно-деформированного состояния гибкого колеса волновой передачи. Для определения напряжений применяется техническая моментная теория цилиндрических оболочек. Это позволяет определять напряжения изгиба в сечениях содержащих и перпендикулярных оси оболочки.

V.N. TKACHENKO

THE ANALYSIS OF THE IS INTENSE-DEFORMED CONDITION OF THE FLEXIBLE WHEEL OF THE WAVE TOOTH GEARING

The article presents the results investigation supply wheels harmonic drive. To determine the tension the technical general theory of cylindrical shells is used. This allows us to determine the bending tension in sections containing and perpendicular compared with the results of experiment.

Изгибная прочность и выносливость гибкого колеса (ГК) волновой зубчатой передачи (ВЗП) в значительной степени определяет работоспособность всей передачи. ГК – цилиндрическая оболочка, которая соединяется с выходным валом через гибкую круглую пластину, или шлицевым соединением.

Определение напряжений σ_{θ} во впадинах между зубьями венца ГК ВЗП позволяет провести его проверку на изгибную выносливость, с целью предотвращения поломок во впадинах. Генератор волн деформации на вершине волны, там, где гибкое и жесткое колеса полностью входят в зацепление, прижимает зубчатый венец к жесткому колесу так, что в месте перехода от зубчатого венца к ГК резко увеличивается меридиональный изгибающий момент M_{ξ} и соответственно напряжения σ_{ξ} . Поэтому проверочный расчет на изгибную выносливость по напряжениям σ_{θ} следует дополнить аналогичным по напряжениям σ_{ξ} .

Определение напряжений в цилиндрической оболочке сводится к решению системы трех дифференциальных уравнений в частных производных [1]

$$L_{11}U + L_{12}V + L_{13}W = F_1,$$

$$L_{21}U + L_{22}V + L_{23}W = F_2,$$

$$L_{31}U + L_{32}V + L_{33}W = F_3.$$

Здесь U, V и W - перемещения точек срединной поверхности оболочки в осевом, окружном радиальном направлениях; F_i - внешние силовые воздействия

$$L_{11} = \frac{\partial^2}{\partial \xi^2} + \frac{1-\mu}{2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2};$$

$$L_{12} = L_{21} = \frac{1+\mu}{2} \frac{\partial^2}{\partial \xi \partial \theta};$$

$$L_{13} = L_{31} = -\mu \frac{\partial}{\partial \xi};$$

$$L_{22} = \frac{1-\mu}{2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} + a^2 \left[2 - \mu \frac{\partial^2}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right];$$

$$L_{23} = L_{32} = -\frac{\partial}{\partial \theta} + a^2 \left[2 - \mu \frac{\partial^3}{\partial \xi^2 \partial \theta} + \frac{\partial^3}{\partial \theta^3} \right];$$

$$L_{33} = 1 + a^2 \Delta^2 \Delta^2,$$

$$\Delta^2 = \frac{\partial^2}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} - \text{оператор Лапласа.}$$

θ и ξ - угловая и относительная осевая координаты; $a^2 = H^2 / 12R^2$. Где H, R и L - толщина, радиус срединной поверхности и длина оболочки; E и μ - модуль упругости и коэффициент Пуассона.

Равенства $L_{ij} = L_{ji}$, $i, j = 1, 2, 3$ следуют из теоремы взаимности Бетти, причем алгебраические дополнения D_{ij} такого определителя обладают свойством симметрии, то есть $D_{ij} = D_{ji}$. При вычислении алгебраических дополнений членами порядка H/R по сравнению с единицей пренебрегаем.

В этом случае получим:

$$D_{13} = -\frac{1-\mu}{2} \frac{\partial^3}{\partial \xi \partial \theta^2} + \frac{\mu}{2} \frac{1-\mu}{2} \frac{\partial^3}{\partial \xi^3};$$

$$D_{23} = \frac{1-\mu}{2} \frac{2+\mu}{2} \frac{\partial^3}{\partial \xi^2 \partial \theta} + \frac{1-\mu}{2} \frac{\partial^3}{\partial \theta^3};$$

$$D_{33} = \frac{1-\mu}{2} \frac{\partial^4}{\partial \xi^4} + 1-\mu \frac{\partial^4}{\partial \xi^2 \partial \theta^2} + \frac{1-\mu}{2} \frac{\partial^4}{\partial \theta^4}.$$

В связи с тем, что оболочка (ГК ВЗП) деформируется силами, расположенными на ее торцах, где $\xi = 0$ и $\xi = L/R$, то можно свести задачу к решению однородной системы при заданных перемещениях на торцах – неоднородных граничных условиях. Так как перемещения, внутренние усилия и изгибающие моменты являются периодическими функциями угла θ , то решение системы ищут методом разделения переменных с наложением условий периодичности по углу θ .

Интегрирование и задание граничных условий выполняется в отдельности для каждой гармоники с последующей суперпозицией по m , так, что любое из трех перемещений, например,

$$W = \sum_{m=1}^n \left[W_{mc} \xi \cos m\theta + W_{mo} \xi \sin m\theta \right].$$

После определения перемещений u, v и W усилия и моменты находятся по следующим зависимостям

$$T = \frac{E \cdot H}{R \cdot 1 - \mu^2} \left[\frac{\partial U}{\partial \xi} + \mu \left(\frac{\partial V}{\partial \theta} - W \right) \right];$$

$$N = - \frac{E \cdot H \cdot a^2}{R \cdot 1 - \mu^2} \cdot \frac{\partial}{\partial} \left(\Delta W + \frac{\partial V}{\partial \theta} \right);$$

$$S = \frac{E \cdot H}{R \cdot 1 + \mu} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\partial U}{\partial \xi} + \frac{\partial U}{\partial \theta} \right) + a^2 \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\partial W}{\partial \theta} + V \right) \right];$$

$$M_{\xi} = - \frac{E \cdot H \cdot a^2}{R^2 \cdot 1 - \mu^2} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial \xi^2} + \mu \frac{\partial^2 W}{\partial \theta^2} + \mu \frac{\partial V}{\partial \theta} \right);$$

$$M_{\theta} = - \frac{E \cdot H \cdot a^2}{R^2 \cdot 1 - \mu^2} \left(\frac{\partial^2 W}{\partial \theta^2} + \mu \frac{\partial^2 W}{\partial \xi^2} + \frac{\partial V}{\partial \theta} \right).$$

Здесь T, N и S - силы в осевом, радиальном и окружном направлениях, M_{θ} и M_{ξ} - изгибающие моменты в сечениях плоскостями, содержащими и перпендикулярными оси оболочки соответственно.

Рассмотрим граничные условия для двух наиболее распространенных способов присоединения ГК к валу – шлицевое и с помощью гибкой диафрагмы. Оба способа крепления обеспечивают возможность осевых перемещений ГК. При шлицевом соединении при $\xi = L/R$

L и R - длина и радиус срединной поверхности оболочки;

$W = W(\theta)$ - задается геометрией генератора волн деформации ГК;

$M_\xi = 0$; $T = 0$; $V = \int W(\theta) d\theta$ - условие нерастяжения ГК в окружном направлении.

При $\xi = 0$ $W = V = T = M_\xi = 0$.

При соединении колеса с валом гибкой диафрагмой изменяются граничные условия только при $\xi = 0$ $W = V = T = M_\xi = 0$. Осевые смещения $U = U(\gamma, T)$ и угол поворота образующей $\gamma = \gamma(\gamma, T)$ можно определить методом последовательных приближений решением уравнения изгиба диафрагмы – гибкой круглой пластинки, жестко закрепленной к выходному валу и деформированной в месте соединения ее с ГК моментом M_ξ и осевой силой T , с которыми оболочка и пластина взаимодействуют друг с другом.

Вначале для ГК при $\xi = 0$ $W = V = T = M_\xi = 0$ задаем $W = V = \gamma = U = 0$, что соответствует случаю жесткой заделки торца. На практике такой способ закрепления не применяется, так как значительно увеличивает нагрузки на генератор волн и напряжения σ_ξ . Вычисленные усилия T и M_ξ для этого случая задаются в качестве граничных условий задачи изгиба пластины, что позволяет найти угол поворота образующей γ и осевое смещение U в месте соединения пластины и оболочки. Они в свою очередь образуют граничные условия задачи изгиба оболочки в последующей итерации [2].

Обработка результатов расчетов позволяет сделать следующий вывод: напряжения σ_θ , доминирующие в области зубчатого венца, ГК зависят, в основном, от закона деформации $W(\theta)$ при заданной толщине H .

Закон распределения напряжений σ_ξ приведен на рис. 1а.

В области зубчатого венца генератор на волне деформации прижимает ГК к жесткому, так что здесь угол γ поворота образующей значительно

уменьшается. Для самого неблагоприятного случая $\gamma = 0$. При этом наблюдается возрастание σ_{ξ} (рис. 1б), которое следует учитывать при проверке на выносливость.

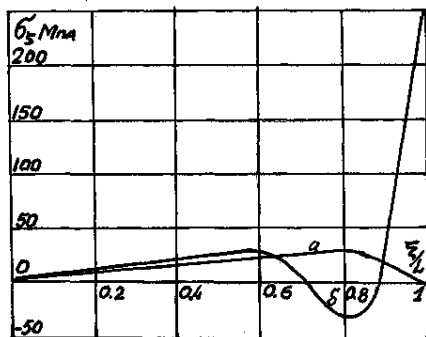


Рисунок 1 – Распределение напряжений σ_{ξ} по образующей оболочки

Результаты расчетов сравнивались с результатами тензометрирования ГК при статическом нагружении передачи. Относительная погрешность не превышала 7%.

Радиальные перемещения W θ максимальны в области зубчатого венца и уменьшаются по мере удаления от деформированного края ГК, причем в сечении перпендикулярном оси ГК на расстоянии $L = 2R$ радиальные перемещения W θ обращаются в ноль. Очевидно, что при длине ГК $L = 2R$, работа, необходимая для его деформирования генератором волн, минимальна. В этом случае также уменьшаются нагрузки на опоры качения генератора.

Список использованных источников: 1. Гольденвейзер А.И. Теория упругих тонких оболочек. Гостехиздат, 1973 г. 351 с. 2. Ткаченко В.Н. Анализ влияния закрепления гибкого колеса волновой зубчатой передачи на его напряженное состояние. Вестник НТУ «ХПИ», № 6, 2001 г.

Поступила в редколлегию 18.05.2011

Bibliography (transliterated): 1. Gol'denveizer A.I. Teorija uprugih tonkih obolochek. Gostehizdat, 1973 g. 351 s. 2. Tkachenko V.N. Analiz vlijanija zakreplenija gibkogo kola volnovoj zubchatoj peredachi na ego naprjazhennoe sostojanie. Vestnik NTU «HPI», № 6, 2001 g.

В.М. Тонконогий, д-р техн. наук, А.А. Березовский,
А.В. Андросюк, Одесса, Украина,
Т.И. Носенко, канд. техн. наук, Киев, Украина

МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ТЕПЛОМАСООБМЕННЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ВАКУУМНОМ КАТОДНОМ ОСАЖДЕНИИ ПОКРЫТИЙ

Запропоновані математичні моделі тепломасообмінних процесів при нанесенні покриттів на деталі машин і різальний інструмент методом конденсації у вакуумі на поверхні виробу речовини із плазмової фази з іонним бомбардуванням – методом КІБ. Моделі призначені для використання при проектуванні технологічного процесу нанесення, а також для управління процесом у реальному часі.

Предложены математические модели тепломассообменных процессов при нанесении покрытий на детали машин и режущий инструмент методом конденсации в вакууме на поверхности изделия вещества из плазменной фазы с ионной бомбардировкой — методом КИБ. Модели предназначены для использования при проектировании технологического процесса нанесения, а также для управления процессом в реальном времени.

V.M. TONKONOIG, A.A. BEREZOVSKIJ, A.V. ANDROSJUK, T.I. NOSENKO
MATHEMATICAL MODELS OF HEAT-MASS EXCHANGE PROCESSES AT VACUUM CATHODIC SEDIMENTATION OF COVERINGS

Mathematical models of heat-mass exchange processes at coverings drawing on details of machines and cutting tool by a condensation method in vacuum on a surface of a product of substance from a plasma phase with ion bombardment – method CIB are offered. Models are intended for use at designing of technological process of drawing, and also for steering of process in real time.

Важнейшим фактором проектирования и управления процессами нанесения покрытий методом КИБ является наличие адекватной модели тепло-массообменных процессов в вакуумной камере. Построение такой модели рассмотрим отдельно для тепло и массообменных процессов.

Модель теплообменных процессов. Температура T инструмента на этом этапе считается зависящей только от времени: $T = T(\tau)$. Модель учитывает следующие переменные: выход $T(\tau)$ – температура инструмента; вход (управление) $U_{\pi}(\tau)$ – напряжение на подложке и возмущение $q(\tau)$ – тепловой поток от инструмента к кассете, в которой он закреплен.

Для построения динамической модели процесса нанесения покрытия по температуре запишем энергетический баланс для инструмента:

$$\frac{dQ_{\text{и}}}{d\tau} = q_{\text{дуги}} - q_{\text{к}} - q_{\text{изл}}, \quad (1)$$

где $Q_{\text{и}}$ – теплосодержание инструмента, Дж; $q_{\text{дуги}}$ – тепловой поток, входящий в инструмент за счет бомбардировки ионами, Дж/с; $q_{\text{к}}$ – тепловой поток, отдаваемый инструментом кассете, в которой он закреплен, Дж/с; $q_{\text{изл}}$ – тепловой поток, отдаваемый инструментом за счет излучения, Дж/с.

Полагая, как условлено, на этапе нанесения покрытия температуру инструмента T постоянной по всему его объему и зависящей только от времени, запишем для теплосодержания Q_n [1]:

$$Q_n = c_n \rho_n V_n T, \quad (2)$$

где c_n – теплоемкость материала инструмента, Дж/кг·К; ρ_n – плотность материала инструмента, кг/м³; V_n – объем инструмента, м³, или в дифференциальной форме:

$$\frac{dQ_n}{dt} = c_n \rho_n V_n \frac{dT}{dt}. \quad (3)$$

Тепловой поток, отдаваемый инструментом кассете, в которой он закреплен q_k является возмущением.

Напряжение подложки U_n является управлением по температуре

$$u_T = U_n. \quad (4)$$

Тепловой поток от дуги может быть найден по уравнению [2]:

$$q_{изл}(\tau) = s\varepsilon\sigma_0 T_n^4(\tau), \quad (5)$$

где ε – степень черноты поверхности излучения; σ_0 – коэффициент излучения абсолютно черного тела ($\sigma_0 = 0,576 \cdot 10^{-7}$ Вт/м²·К⁴), а от излучения:

$$q(\tau) = js \left(\frac{E_0}{ze} + U_n(\tau) \right) - s\varepsilon\sigma_0 T_n^4(\tau) \quad (6)$$

Подставляя (5), (6) и (3) в (1), получим дифференциальное уравнение динамики нагрева инструмента в процессе нанесения покрытия в виде:

$$c_n \rho_n V_n \frac{dT(\tau)}{dt} = -s\varepsilon\sigma_0 T^4(\tau) - q_k(\tau) + js U_n(\tau) + js \frac{E_0}{ze} \quad (7)$$

при начальных условиях:

$$T(0) = T_0. \quad (8)$$

Таким образом, в уравнении (7): $T(\tau)$ – выход объекта; $U_n(\tau)$ – управление; $q_k(\tau)$ – возмущение.

После преобразований и подстановок: $c_n \rho_n V_n = a_1$; $s\varepsilon\sigma_0 = a_2$; $js = a_3$;

$js \frac{E_0}{ze} = a_4$ получим из (7) окончательно [3]:

$$a_1 \frac{dT(\tau)}{dt} = -a_2 T^4(\tau) - q(\tau) + a_3 U_n(\tau) + a_4. \quad (9)$$

Положим в нелинейном дифференциальном уравнении (9) $q(\tau) = \text{const}$; $U_n(\tau) = \text{const}$. Тогда после разделения переменных оно принимает вид:

$$\frac{dT}{A^4 - T^4} = B d\tau, \quad (10)$$

$$A = A(u, q) = \sqrt[4]{\frac{a_3 u + a_4 - q}{a_2}}; \quad B = \frac{a_2}{a_1}. \quad (11)$$

где

После интегрирования уравнения (10) [4, 5] получаем:

$$\frac{1}{4A^3} \ln \frac{A+T}{A-T} + \frac{1}{2A^3} \operatorname{arctg} \frac{T}{A} = B\tau + C. \quad (12)$$

Постоянную интегрирования C найдем из начального условия (8):

$$C = \frac{1}{4A^3} \ln \frac{A+T_0}{A-T_0} + \frac{1}{2A^3} \operatorname{arctg} \frac{T_0}{A}. \quad (13)$$

Наконец, подставляя (13) в (12), получим окончательное решение [3]:

$$\frac{1}{2A^3 B} \left[0,5 \ln \frac{(A+T)(A-T_0)}{(A-T)(A+T_0)} + \operatorname{arctg} \frac{A(T-T_0)}{A^2 + TT_0} \right] = \tau. \quad (14)$$

Программным решением для этой стадии процесса является постоянное значение температуры $T_{\text{пр}} = T_{\text{нан}}$, а программным управлением некоторое значение $U_{\text{п(пр)}}$, обеспечивающее заданное значение температуры в статическом режиме.

Модель массообменных процессов. Технологическая схема массообменных процессов на этапе нанесения покрытия приведена на рис. 1. На схеме обозначены учитываемые моделью потоки азота: $m_{\text{под}}$ – регулируемая подача газа из отдельной емкости; $m_{\text{нат}}$ – натекание воздуха в вакуумную камеру через дефекты уплотнений; $m_{\text{отс}}$ – расход азота за счет откачки вакуумным насосом; $m_{\text{хр}}$ – расход азота на химическую реакцию с титаном при образовании нитрида титана TiN.

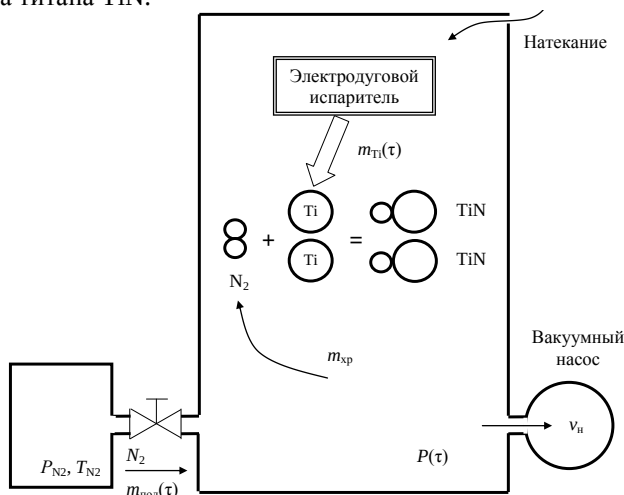


Рисунок 1 – Технологическая схема процесса нанесения ионно-плазменного покрытия на режущий инструмент (массовая составляющая)

Для построения динамической модели процесса нанесения покрытия по давлению азота запишем массовый баланс для газа в вакуумной камере:

$$\frac{dM_{N_2}}{d\tau} = m_{\text{под}} + m_{\text{нат}} - m_{\text{отс}} - m_{\text{хр}}, \quad (15)$$

где M_{N_2} – масса газообразного азота в вакуумной камере, кг; $m_{\text{под}}$ – приход азота за счет принудительной подачи его в камеру, кг/с; $m_{\text{нат}}$ – приход азота за счет натекания воздуха из атмосферы из-за негерметичности камеры, кг/с; $m_{\text{отс}}$ – расход азота за счет работы вакуумного насоса, кг/с; $m_{\text{хр}}$ – расход азота на химические реакции в камере, кг/с.

Полагая на этапе нанесения объем вакуумной камеры и температуру газа постоянными, запишем на основании закона Менделеева-Клапейрона:

$$M_{N_2} = \frac{\mu_{N_2} V_k}{RT_k} P_{N_2}, \quad (16)$$

где μ_{N_2} – молекулярный вес азота ($\mu_{N_2} = 28$); V_k – объем вакуумной камеры, м³; R – универсальная газовая постоянная ($R = 8,314$ Дж·г·моль/К), м³; T_k – температура газовой смеси в вакуумной камере, К; P_{N_2} – парциальное давление азота, Па, или в дифференциальной форме:

$$\frac{dM_{N_2}}{dt} = \frac{\mu_{N_2} V_k}{RT_k} \cdot \frac{dP_{N_2}}{dt}. \quad (17)$$

Массовый приход азота за счет принудительной подачи его в камеру $m_{\text{под}}$ является управлением по давлению:

$$u_p = m_{\text{под}}, \quad (18)$$

Массовый приход азота за счет натекания воздуха из атмосферы из-за негерметичности камеры $m_{\text{нат}}$ в пределах одного цикла нанесения является величиной постоянной и равной:

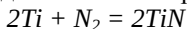
$$m_{\text{нат}} = 0,79 \frac{\mu_{N_2} H}{RT_k}, \quad (19)$$

где 0,79 – доля парциального давления азота в воздухе; H – натекание, м³·Па/с. Массовый расход азота за счет работы вакуумного насоса $m_{\text{отс}}$ определяется из выражения:

$$m_{\text{отс}} = \frac{\mu_{N_2} v_n}{RT_k} P_{N_2} \quad (20)$$

где v_n – объемная производительность вакуумного насоса, м³/с.

Наконец, массовый расход азота на химические реакции в камере $m_{\text{хр}}$ может быть рассчитан, исходя из стехиометрии химической реакции



по формуле:

$$m_{\text{хр}} = m_{Ti} \cdot \frac{0,5\mu_{N_2}}{\mu_{Ti}}, \quad (21)$$

где m_{Ti} – масса титана, израсходованного за один цикл нанесения, кг; τ_n , τ_k – соответственно, время начала и окончания цикла, с; μ_{Ti} – молекулярный вес титана ($\mu_{Ti} = 48$).

Подставляя (17) – (21) в (15), получим дифференциальное уравнение динамики изменения давления газов в вакуумной камере в процессе нанесения покрытия в виде:

$$\frac{\mu_{N_2} V_K}{RT_K} \cdot \frac{dP_{N_2}(\tau)}{d\tau} = -\frac{\mu_{N_2} v_H}{RT_K} P_{N_2}(\tau) + m_{\text{под}}(\tau) - \frac{0,5\mu_{N_2}}{\mu_{Ti}} m_{Ti}(\tau) + 0,79 \frac{\mu_{N_2} H}{RT_K} \quad (22)$$

при начальном условии:

$$P_{N_2}(0) = P_{N_2,0} \quad (23)$$

После преобразований и подстановок:

$$a_1 = \frac{\mu_{N_2} V_K}{RT_K}; \quad a_2 = \frac{\mu_{N_2} v_H}{RT_K}; \quad a_3 = \frac{0,5\mu_{N_2}}{\mu_{Ti}}; \quad a_4 = 0,79 \frac{\mu_{N_2} H}{RT_K}$$

получим окончательно:

$$a_1 \frac{dP_{N_2}(\tau)}{d\tau} = -a_2 P_{N_2}(\tau) + m_{\text{под}}(\tau) - a_3 m_{Ti}(\tau) + a_4 \quad (24)$$

Полагая в (24) $m_{\text{под}}(\tau) = \text{const}$ и $m_{Ti}(\tau) = \text{const}$, а также:

$$A = \frac{a_2}{a_1}; \quad B = \frac{m_{\text{под}} - a_3 m_{Ti} + a_4}{a_1}, \quad (25)$$

преобразуем линейное дифференциальное уравнение (24) к виду:

$$\frac{dP_{N_2}(\tau)}{d\tau} + AP_{N_2}(\tau) - B = 0; \quad P_{N_2}(0) = P_{N_2,0} \quad (26)$$

Уравнение (26) имеет следующее решение [3]:

$$P_{N_2} = \left(P_{N_2,0} - \frac{B}{A} \right) e^{-A\tau} + \frac{B}{A} \quad (27)$$

Программным решением для этой стадии процесса является постоянное значение давления $P_{N_2} = P_{N_2,0}$, а программным управлением некоторое значение $m_{\text{под(пр)}}$, обеспечивающее заданное значение давления в статическом режиме.

Список использованных источников: 1. Лыков А.В. Теория тепло- и массопереноса / А.В. Лыков, Ю.А. Михайлов. – М. – Л.: Госэнергоиздат, 1963. – 536 с. 2. Блох А.Г. Основы теплообмена излучением. – М.: Госэнергоиздат, 1962. – 332 с. 3. Тонконогий В.М. Моделирование технологического процесса нанесения вакуумного износостойкого покрытия на режущий инструмент / Материалы XI семинара «Моделирование в прикладных научных исследованиях». – Одесса: ОНПУ, 2004. – С. 17 – 20. 4. Пехович А.И. Расчеты теплового режима твердых тел / А.И. Пехович, В.М. Жидких. – Ленинград: Энергия, 1976. – 351 с. 5. Матвеев Н.М. Методы интегрирования обыкновенных дифференциальных уравнений. – М.: Высшая школа, 1967. – 409 с.

Поступила в редколлегию 12.05.2011

Bibliography (transliterated): 1. Lykov A.V. Teorija teplo- i massoperenosa / A.V. Lykov, Ju.A. Mihajlov. – M. – L.: Gosjenergoizdat, 1963. – 536 s. 2. Bloh A.G. Osnovy teploobmena izlucheniem. – M.: Gosjenergoizdat, 1962. – 332 s. 3. Tonkonogij V.M. Modelirovanie tehnologicheskogo processa nanesheniya vakuumnogo iznosostojkogo pokrytija na rezhuwij instrument / Materialy XI seminaru «Modelirovanie v prikladnyh nauchnyh issledovaniyah». – Odessa: ONPU, 2004. – S. 17 – 20. 4. Pehovich A.I. Raschety teplovogo rezhima tverdyh tel / A.I. Pehovich, V.M. Zhidkih. – Leningrad: Jenergija, 1976. – 351 s. 5. Matveev N.M. Metody integririrovanija obyknovennyh differencial'nyh uravnenij. – M.: Vysshaja shkola, 1967. – 409 s.

В.М. Тонконогий, д-р техн. наук, И.В. Прокопович, канд. техн. наук,
А.А. Березовский, Одесса, Украина

ПОЛУМАРКОВСКИЕ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ФОРМИРОВАНИЯ ПОКРЫТИЙ НА ДЕТАЛЯХ МАШИН

Показано, що сучасне автоматизоване проектування технології нанесення покриттів неможливе без адекватної структурної моделі процесу. Запропонована напівмарковська модель нанесення, заснована на гіпотезі про ймовірнісний характер заповнення простору біля поверхні підкладки, яка поєднує параметри процесу формування покриття з його властивостями.

Показано, что современное автоматизированное проектирование технологии нанесения покрытий невозможно без адекватной структурной модели процесса. Предложена полумарковская модель нанесения, основанная на гипотезе о вероятностном характере заполнения пространства у поверхности подложки и связывающая параметры процесса формирования покрытия с его свойствами.

V.M. TONKONOIG, I.V. PROKOPOVICH, A.A. BEREZOVSKIJ
SEMI-MARKOV MODELS OF COVERINGS FORMATION PROCESS ON MACHINES
DETAILS

It is shown that the modern automated designing of coverings drawing technology is impossible without adequate structural model of process. The semi-markov model of drawing based on a hypothesis about likelihood character of space at a surface of a substrate filling and connecting parameters of a covering formation process with its properties is offered.

Введение. Одним из прогрессивных способов финишной обработки деталей машин являются металлические покрытия. Качество этих покрытий зависит от многих факторов, но главным из них является дефектность в виде инородных включений. Последняя сказывается практически на всех эксплуатационных свойствах и, прежде всего, надежности деталей, т.к. свойства материала, из которого состоят включения, как правило, существенно отличаются от свойств материала самого покрытий.

1. Постановка проблемы. Наиболее ярким примером такого различия являются капельные включения металлического титана в покрытия из нитрида титана, получаемом методом конденсации в вакууме на поверхности изделия вещества из плазменной фазы с ионной бомбардировкой – методом КИБ. В этом случае небольшая капля весьма прочного и жесткого титана практически оказывается порой в сверхтвердом нитриде. Таким образом, капельная фаза в теле покрытия с точки зрения влияния на механические свойства представляет собой ту же пористость, от которой зависят почти все физико-механические свойства покрытий [1].

Причиной образования таких включений является неудачный выбор параметров технологии, приводящих к эрозии катода в вакуумной дуге, что

приводит, в итоге, к образованию макрочастиц – капель и твердых осколков металла катода в теле покрытия.

2. Анализ последних достижений и публикаций. Изучение включений с помощью оптического микроскопа при больших увеличениях показывает, что частицы включений имеют округлую форму. Отклонения формы большинства частиц от сферы свидетельствует о том, что в момент удара о поверхность нанесения они находились в жидком состоянии. Частицы имеют случайные размеры $0,1 - 1$ мкм (при толщине покрытия порядка 6 мкм), однако встречаются и более крупные. Количество макрочастиц зависит от материала катода, тока дугового разряда, теплового режима и формы катода. Распределение количества частиц по размерам неравномерно – оно экспоненциально возрастает с уменьшением их диаметра, однако основные потери массы в капельной фазе происходят за счет частиц размером $0,2 - 0,5$ мкм. Частицы имеют положительный заряд, обусловленный эмиссией электронов с их раскаленной поверхности [2].

Кроме жидких капель в продуктах эрозии катода дуги иногда обнаруживаются твердые осколки катодного материала. Причиной их образования являются возникающие в катоде термоупругие напряжения, превышающие предел прочности материала катода.

По современным представлениям испускание жидких капель пятном дуги происходит при формировании на поверхности катода эрозионных кратеров [3, 4]. Поэтому проектирование технологии КИБ включает разработку таких режимов нанесения, которые исключают образование включений. Такое проектирование, в свою очередь, нуждается в адекватной модели процесса нанесения, связывающей параметры технологии со свойствами готового изделия.

3. Целью работы является повышение эксплуатационной надежности вакуумных плазменных покрытий на этапе проектирования технологии их нанесения путем построения адекватной вероятностной структурной модели формирования покрытий, основанной на теории полумарковских цепей.

4. Основной материал. Место вероятностной модели “технология – структура” в САПР технологии нанесения покрытий иллюстрирует рис. 1.

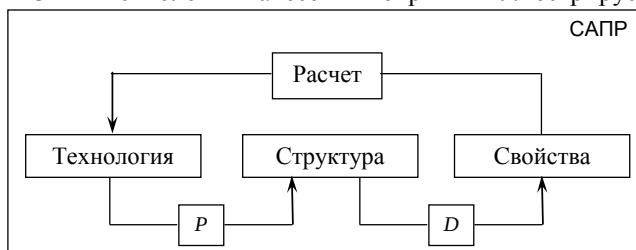


Рисунок 1 – Место моделей в САПР процесса нанесения покрытий: P – вероятностная модель “технология – структура”; D – детерминированная модель “структура– свойства”.

Представим себе пространство, примыкающее к поверхности подложки, которое в процессе нанесения заполняется материалом покрытия и включениями. Заполнение происходит дискретно: один элемент материала покрытия – одна ячейка дискретизации объема последнего.

Будем считать потоком событий последовательное совмещение элементов с ячейками. С учетом соотношения размеров покрытий и включений, а также их конфигурации (рис. 2 *а, б*), построим схему заполнения, представляющую собой двухмерное сечение объема покрытия плоскостью, перпендикулярной поверхности (рис. 3) и конечное множество элементов, движущихся к покрываемой поверхности со своими (в общем случае, случайными) скоростями и образующими таким образом очередь на заполнение вакантных ячеек.

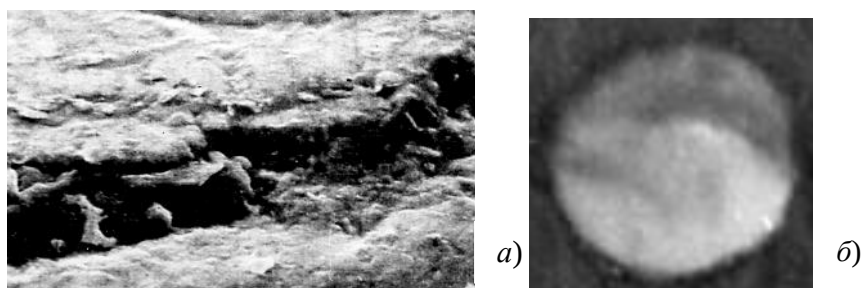


Рисунок 2 – Покрытие (*а*) ($\times 2000$) и дефект в виде капельной фазы (*б*) ($\times 500$)

Разобьем условно сечение на $L \times S$ квадратных конечных элементов – позиций заполнения. Во времени модель процесса нанесения разобьем на отдельные фазы одинаковой продолжительности, в течение которых пространство $L \times S$ заполняется материалом покрытия либо материалом включения. Будем считать каждое событие заполнения элемента переходом системы из состояния в состояние, происходящим в случайные моменты времени, которые заранее указать невозможно. При этом весь процесс инициируется потоком событий: появлением очередных элементов покрытия и элементов включений (рис. 3). Для описания таких процессов применена схема марковского случайного процесса с дискретными состояниями и непрерывным временем – полумарковская цепь. Прийдем следующие допущения.

1. Поток событий является стационарным, т.к. вероятность попадания того или другого числа событий на участок времени длиной τ зависит только от длины участка и не зависит от того, где именно на оси $0t$ расположен этот участок (однородность по времени) – вероятностные характеристики такого потока не меняются от времени.

2. Поток событий является потоком без последствия, т.к. для любых непересекающихся участков времени число событий, которые попадают на один из них, не зависит от того, сколько событий попало на другой.

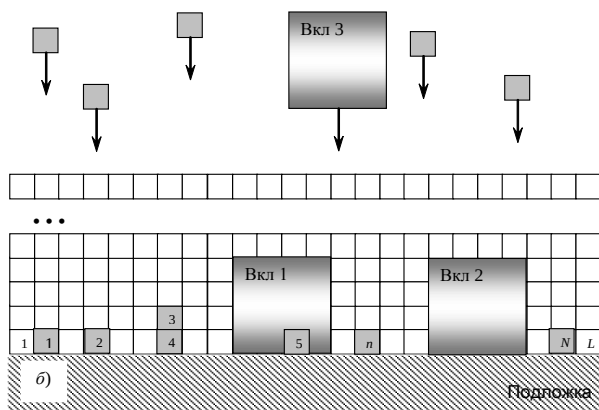
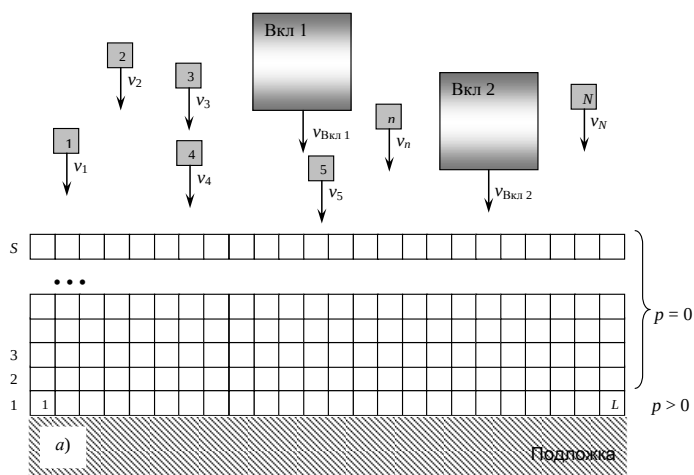


Рисунок 3 – Схема полумарковской модели нанесения покрытия из дисперсного потока при наличии посторонних включений: а – начало процесса; б – конец первой фазы

Таким образом, события, которые образуют поток, появляются в последовательные моменты времени независимо одно от другого.

3. Поток событий является ординарным, т.е. вероятность попадания на элементарный участок двух или более событий пренебрежительно мала в сравнении с вероятностью попадания одного события.

Пусть $S = \{ S_0, S_1, \dots, S_n \}$. Обозначим через $p_i(t)$ – вероятность того, что в момент t система S будет находиться в состоянии S_i ($i = 1, n$).

Очевидно $\sum_{i=1}^n p_i \llcorner 1$. Поставим задачу – определить для любого вре-

мени t вероятность $p_i(t)$. Вместо переходных вероятностей p_{ij} введем понятия плотностей вероятностей перехода λ_{ij}

$$\lambda_{ij} = \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{p_{ij}(\Delta t)}{\Delta t}; \quad p_{ij}(\Delta t) \approx \lambda_{ij} \Delta t. \quad (1)$$

Если известны λ_{ij} для всех пар состояний, можно определить $p_1(t)$, $p_2(t)$, ..., $p_n(t)$ как функции времени [5]. Эти вероятности удовлетворяют дифференциальным уравнениям Колмогорова, интегрирование которых при известном начальном состоянии системы даст искомые вероятности состояний как функции времени. В левой части каждого уравнения находится производная вероятности состояния, а правая часть содержит столько членов, сколько стрелок связаны с данным состоянием на графе возможных переходов. Каждый член равняется произведению плотности вероятности перехода, соответствующей данной стрелке, умноженной на вероятность того состояния, из которого выходит стрелка.

Выводы. В практике конденсации в вакууме на поверхности изделия вещества из плазменной фазы с ионной бомбардировкой необходимые параметры процесса, обеспечивающие допустимые концентрации включений, подбираются экспериментально. Для этого затрачиваются большое количество материалов, энергии и времени. Разработанная модель позволяет избежать этого. Она дает возможность быстро и удобно рассчитывать необходимые параметры для каждого конкретного случая. При этом точность прогноза достаточно высока, что подтверждено опытами с покрытиями из нитрида титана. Сравнение расчетных и экспериментальных значений дало отклонение в 10 – 12 %.

Список использованных источников: 1. Петров С.В. Плазменное газозвдушеное напыление / С.В. Петров, И.Н. Карп. – К.: Наук. думка, 1993. – 494 с. 2. Тонконогий В.М. Автоматизация технологического процесса нанесения ионно-плазменных износостойких покрытий на режущий инструмент / Дисс. ...докт. техн. наук: 05.13.07. – Одесса: ОНПУ, 2004. – 372 с. 3. Тонконогий В.М. Система автоматизованого управління технологією нанесення зносостійких іонно-плазмових покриттів // Вісник Житомирського державного технологічного університету. – 2004. – Вип. 1(28). – С. 141 – 145. 4. Тонконогий В.М. Моделирование прочности сцепления износостойких покрытий с подложкой с помощью виртуальных конечных элементов // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: ХПИ, 2004. – Вып. 66. – С. 191 – 196. 5. Ежов И.И. Полумарковские процессы и их приложения / И.И. Ежов, В.С. Королюк // Кибернетика. – 1967. – № 5. – С. 58 – 65.

Статья поступила в редколлегию 12.05.11

Bibliography (transliterated): 1. Petrov S.V. Plazmennoe gazovozdushnoe napylenie / S.V. Petrov, I.N. Karp. – K.: Nauk. dumka, 1993. – 494 s. 2. Tonkonogij V.M. Avtomatizacija tehnologicheskogo processa nanesenija ionno-plazmennih iznosostojkikh pokrytij na rezhujij instrument / Diss. ...dokt. tehn. nauk: 05.13.07. – Odessa: ONPU, 2004. – 372 s. 3. Tonkonogij V.M. Sistema avtomatizovanogo upravlinnja tehnologiju nanesennja znosostojkikh ionno-plazmovih pokrit' // Visnik Zhitomir's'kogo derzhavnogo tehnologichnogo universitetu. – 2004. – Vip. 1(28). – S. 141 – 145. 4. Tonkonogij V.M. Modelirovanie prochnosti sceplenija iznosostojkikh pokrytij s podlozhkoj s pomow'ju virtual'nyh konechnyh jelementov // Rezanie i instrument v tehnologicheskix sistemah. – Har'kov: HPI, 2004. – Vyp. 66. – S. 191 – 196. 5. Ezhov I.I. Polumarkovskie processy i ih pri-lozhenija / I.I. Ezhov, V.S. Koroljuk // Kibernetika. – 1967. – № 5. – S. 58 – 65.

Р.С. Турманидзе, д-р техн. наук, Т.Т. Мосашвили, Тбилиси, Грузия

АНАЛИЗ НОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ ВОЗДУШНЫХ ВИНТОВ С ИЗМЕНЯЕМЫМИ ГЕОМЕТРИЧЕСКИМИ ПАРАМЕТРАМИ И РЕЗУЛЬТАТЫ ИХ ИСПЫТАНИЯ

У доповіді буде показана динаміка вдосконалювання конструкції повітряних гвинтів зі змінюваними параметрами за останній п'ятнадцять років у Грузинському Технічному Університеті. Проаналізовано всі позитивні й негативні моменти кожної конструкції й обґрунтовані переваги останньої конструкції заснованої на принципі тросів і гідросистеми.

В докладе будет показана динамика совершенствования конструкции воздушных винтов с изменяемыми параметрами за последний пятнадцать лет в Грузинском Техническом Университете. Проанализированы все положительные и отрицательные моменты каждой конструкции и обоснованы преимущества последней конструкции основанной на принципе тросов и гидросистемы.

R.S. TURMANIDZE, T.T. MOSASHVILI

THE ANALYSIS OF AIR SCREWS NEW DESIGNS WITH CHANGEABLE GEOMETRICAL PARAMETERS AND RESULTS OF THEIR TEST

In this paper the dynamics of updating designs of rotors with variable parameters developed during last fifteen years at the Georgian Technical University are presented. All the positive and negative appearances of each design have been analyzed and advantages of the last design based on the principles of ropes and hydro-system have been validated.

Одним из многообещающих направлений в разработке оптимальных воздушных винтов является создание воздушных винтов с изменяемыми геометрическими параметрами (ВИГ), а именно диаметра винта и крутки лопастей.

В настоящее время, в основном применяются винты фиксированного (ВФШ) и изменяемого шага (ВИШ), которые являются результатом неоптимального компромисса между требованиями режимов зависания и высокой маршевой скоростью полета. Эти винты не решают проблему оптимизации всех этапов полета, взлет – горизонтальный полет – посадка. Было ясно, что необходимо создание ВИГ для оптимизации всех этапов полета.

ВИГ является эффективным, как для вертолетов, так и самолетов. Однако есть основания полагать, что ВИГ будет особенно эффективным для винтовых самолетов вертикального взлета и посадки (СВВП), поскольку этот летательный аппарат действует, как в режиме вертикального взлета, так и в режиме горизонтального полета. ВИГ может дать возможность существенно увеличить взлетный вес или повысить скорость горизонтального полета обеспечением максимального диаметра и минимальной крутки в режиме висения, и наоборот, минимального диаметра и максимальной крутки при горизонтальном полете [1, 5].

Несмотря на множество работ известных фирм, и ученых разных стран, проблема ВИГ еще не решена. Существуют патенты, не нашедшие реального воплощения, главным образом из-за сложности и недостаточной надежности технических решений.

Следует учесть, что все эти фирмы занимались изменением, какого - либо одного параметра, например, фирма «Сикорский» занималась изменением только диаметра винта, а корпорация «Боинг» - изменением только крутки лопастей.

Грузинский технический университет (ГТУ) предложил сочетание изменения диаметра и крутки во время полета.

По линии международного научно-технического центра (МНТЦ) группа специалистов ГТУ работала над проектом G-060-2 «Винт изменяемой геометрии (ВИГ) и средства его управления (узлы, приводящие в действие)».

Первоначально на этапе анализа, на основе расчленения объекта исследования был спроектирован и изготовлен макет винта с изменяемым диаметром, потом макет винта с изменяемой круткой лопастей. После лабораторных испытаний их основных узлов на этапе синтеза был создан винт с одновременно изменяемыми диаметром и круткой лопастей, а также стенд для его испытания [3].

Проведенные стендовые испытания модели ВИГ показали, что при высоких числах оборотов возникают значительные центробежные силы, действующие на ходовой винт. Ходовой винт – самый нагруженный элемент конструкции несущего винта и является слабым звеном. Снижение вредного воздействия этих сил и стало весьма актуальной проблемой. Соответственно по линии МНТЦ группа специалистов ГТУ работала над проектом G-916 «Управляемый винт изменяемой геометрии с компенсацией действия центробежных сил». Коллабораторами были Жан Жакк Филипп старший научный сотрудник, почетный советник научного центра Франции «ОНЕРА», занимающегося исследованиями и разработками вертолетов и СВВП и господин Лео Дадоне.

Целью проекта G-916 была разработка системы компенсации центробежных сил. Технический подход состоял в проведении модельного эксперимента, в котором стенд стационарно закреплен на месте. При вращении винта в режиме вентилятора были осуществлены измерения тяги в зависимости от изменения частоты вращения и диаметра винта. Это имитирует условия режима висения летательного аппарата. Из возможных принципов компенсации (механического, электрического, гидравлического) был выбран гидравлический, как наиболее гибкий в управлении [2, 4].

На конструкцию этого варианта ВИГ-а получен Европатент Application No/Patent No 08737551.5 - 2422 PCT/IB2008001041. В настоящее время патентуется в США. Все финансовые расходы патентования взяла на себя Евросоюз.

Безопасность динамических испытаний ВИГ-а была обеспечена безотказностью узлов ВИГ с системой компенсации. Для оценки безотказности был сконструирован и изготовлен стенд статических испытаний, на котором были экспериментально имитированы нагрузки, действующие при различных частотах вращения винта. Были определены линии упругости лопасти в зависимости от имитируемых частот вращения при сдвинутой и раздвинутой лопасти, а также зависимости усилий на рычаге управления стендом от имитируемых частот вращения.

Эксперименты, на стенде динамических испытаний, были проведены методом замера скорости воздушного потока крыльчатым анемометром, который для данной задачи характеризовался достаточной повторяемостью результатов измерений.

Установлено, что в случае увеличения диаметра винта в 1,4 раза и изменения крутки лопасти в пределах $16 \div 18^\circ$ обеспечивается повышение силы тяги примерно, в 1,6 раз.

Эффективность системы компенсации доказана многократным безотказным сдвижением-раздвижением лопасти винта во всем диапазоне изменения частот вращения. Это обусловило синхронность функционирования ВИГ-а.

Результаты работ по обоим проектам доложены и одобрены на авторитетных международных научно-технических конференциях, запатентованы и опубликованы в научных статьях. В Грузии и Румынии издана монография на русском и английском языках.

Коллабораторами проектов было предложено, что для дальнейшего увеличения эффективности использования ВИГ-а, особенно для маленьких самолетов, целесообразно упрощение механизма изменения диаметра и увеличение диапазона изменения крутки лопастей до $30 \div 35^\circ$.

Исполнителями проекта было предложено несколько конструктивных вариантов для решения этой задачи. МНТЦ на основании поддержки коллабораторов профинансировал это предложение.

Из предложенных конструктивных вариантов на основе консультации с коллабораторами, а также с другими компетентными специалистами работающих в области авиации, был выбран более оптимальный и в условиях Грузии наиболее реализуемый вариант. Сущность этого варианта заключается в том, что втулка и лопасти освобождены от всяких лишних деталей и узлов и остался только трос, концы которого закреплены на движущихся частях лопастей. Сама лопасть, с целью свободного осуществления крутки, состоит из гибких элементов, которые закреплены между нервюрами (Рис.1).

При увеличении оборотов воздушного винта, за счет возникших центробежных сил, движущиеся части лопастей раздвигаются и диаметр винта увеличивается. Для уменьшения диаметра, поршень и шток гидроцилиндра перемещаются в нужном направлении и с помощью тросов диаметр винта уменьшается.

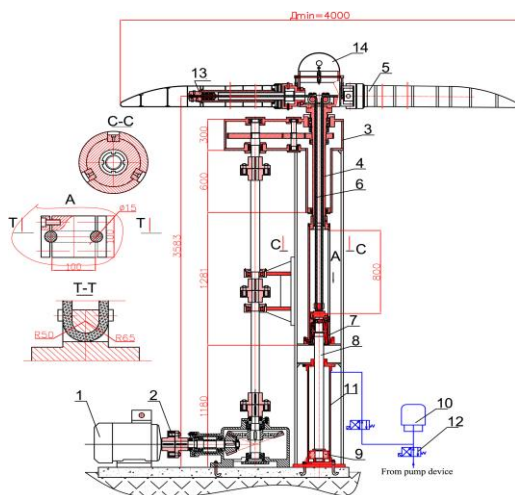


Рисунок 1 – Стенд динамических испытаний

При увеличении или уменьшении диаметра с помощью специальных механизмов каждая нервюра, в каждый момент, занимает заранее рассчитанное угловое положение вокруг неподвижного лонжерона, чем обеспечивается максимальная крутка лопастей при минимальном диаметре и наоборот, минимальная крутка при максимальном диаметре винта. Этими же механизмами крутки сохраняется стабильность формы лопастей при вращении винта т.е. при действии на лопасти значительных центробежных и подъемных сил.

На эту конструкцию получен Грузинский патент и готовятся документы для Европейского патента, на финансирование которого имеется согласие руководителей Евросоюза.

Проведен подробный анализ существующих литературных данных, осуществлены необходимые аэродинамические и прочностные расчеты, составлены технологические карты изготовления всех ответственных деталей, параллельно были изготовлены детали и узлы, осуществлена модернизация стендов для статических и динамических исследований соответственно новой конструкции винта, проведены предварительные испытания лопастей на стенде статических испытаний и подготовлен стенд динамических испытаний для проведения подробных экспериментов (Рис. 2).

По разработанной методике в предыдущем проекте измерены скорость воздушных потоков в разных сечениях лопастей по схеме показанной на рис. 3 и с помощью известных зависимостей определены характер распределения подъемных сил вдоль лопастей при разных диаметрах ротора и величины крутки лопастей (рис. 4 и 5).

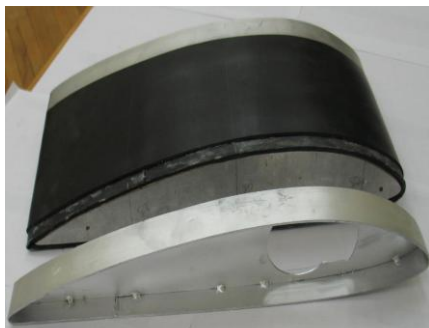
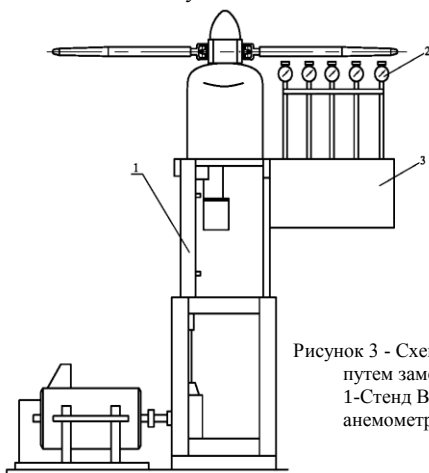


Рисунок 2 – Лопасть с гибкими элементами и нервюра



Анемометр крыльчатый АСО-3

Рисунок 3 - Схема установки для измерения тяги винта на стенде путем замера скоростей с помощью анемометров.
1-Стенд ВИГ, 2-Анемометры, 3-Рама для установки анемометров.

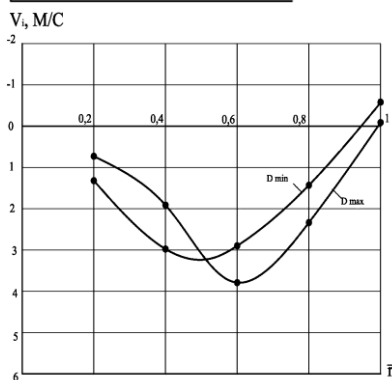


Рисунок 4 – Схема распределения индуктивных скоростей вдоль размаха лопасти для разных диаметров воздушного винта

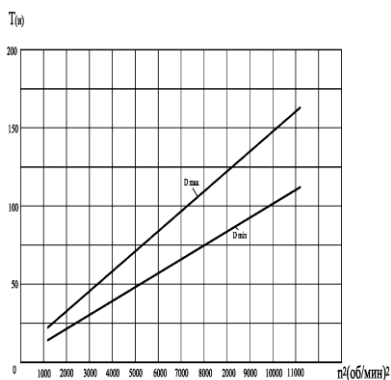


Рисунок 5 – Схема зависимости тяги ВИГ-а от частоты вращения винта для случая угла установки лопасти $\varphi_{0,75}=15^0$

Изучены также влияние угла установки лопасти на величину и характера распределения подъемной силы вдоль лопасти. Результаты некоторых экспериментов представлены на рисунках 6, 7, 8, 9.

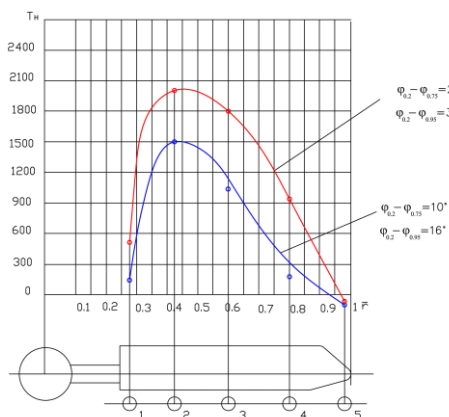


Рисунок 6 – График зависимости тяги ВИГ от изменения крутки лопастей для минимального диаметра $D_{\min}$ винта, частоты вращения $n=300$ об/мин и угла установки $\varphi = 5^0$

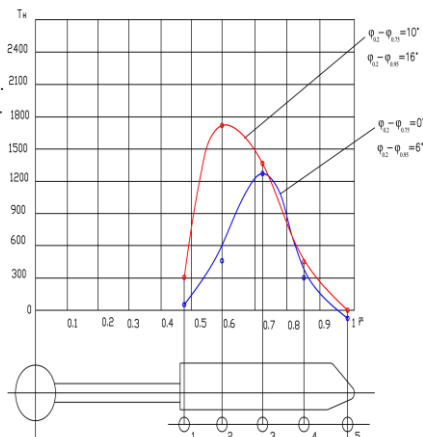


Рисунок 7 – График зависимости тяги ВИГ от изменения крутки лопастей для максимального диаметра $D_{\max}$ винта, частоты вращения $n=200$ об/мин и угла установки $\varphi = 5^0$

Подготовлен рекламный ролик показывающий последовательность процесса сборки отдельных ответственных узлов, а также принципа их работы, как в анимационном режиме, так и на реальной конструкции ротора и стенда для динамических испытаний.

В настоящее время проводятся конкретные расчеты эффективности использования разработанных конструкции для ветроэнергетических установок, дирижаблей большой грузоподъемности и гребных винтов судостроений. Следует отметить, что результаты предварительных расчетов весьма оптимистические.

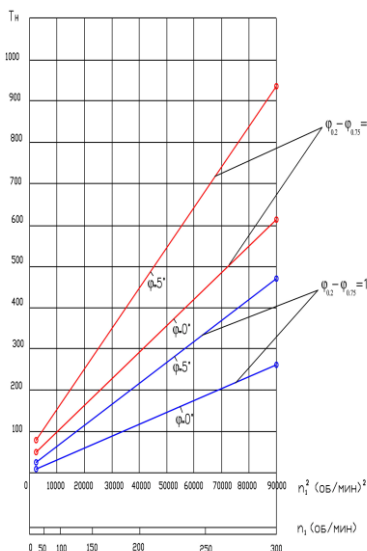


Рисунок 8 – График зависимости тяги ВИГ от частоты вращения винта, для минимального диаметра $D_{\min}$

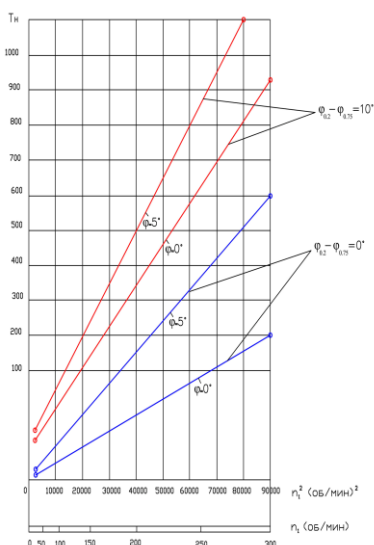


Рисунок 9 – График зависимости тяги ВИГ от частоты вращения винта, для максимального диаметра $D_{\max}$

Закключение

1. Разработанная конструкция ротора с гибкими элементами позволяет регулировать крутку лопастей в заданном диапазоне (до $28^0 \div 30^0$).
2. Максимальные значения скоростей воздушного потока в плоскости вращения винта при низких значениях крутки соответствуют радиусу $\bar{r} = 0.7$, после увеличения значения крутки лопастей значение максимальных скоростей незначительно перемещаются в сторону центра винта, что уменьшает радиус максимальных нагрузок и соответственно повышает КПД винта за счет уменьшения потребляемой мощности.
3. Созданная конструкция позволяет произвести крутку лопастей практически по всей длине лопасти при соблюдении оптимальных размеров гибких элементов.
4. Существует зависимость тяги от изменения крутки лопастей ВИГ, которая дает возможность установить оптимальное значение крутки для получения нужной подъемной силы.
5. Использование роторов новой конструкции на самолетах СВВП может увеличить грузоподъемность примерно 1,6 раз или заметно увеличить

дальность полета за счет уменьшения расхода топлива. Среднее приближенное значение коэффициента увеличения дальности равняется 1.4, а конкретное значение будет определяться в каждом конкретном случае в зависимости от режимов полета.

Список использованных источников: 1. Анимича В.А., Головкин В.А., Крайнов М.В., Новак В.Н., Тарасов Н.Н., Шеглова В.М. Расчетно-экспериментальные исследования полей индуктивных скоростей за несущим винтом на аэродинамические характеристики рулевого винта на малых скоростях полета вертолета при боковом ветре. ЦАГИ. Москва. VI форум Российского вертолетного общества. Февраль 2004 г. 2. Турманидзе Р.С., Дадоне Л., Санадзе Г.О., Повышение летно-технических характеристик летательных аппаратов путем применения винта изменяемой геометрии». Материалы V форума Российского вертолетного общества. Москва 2002. с VI 39-VI 48. 3. R.S.Turmanidze, L.Dadone, J.J. Philippe, B.Demaret, Investigation, Development and Tests Results of the Variable Geometry Rotor. 33rd European Rotorcraft Forum. Kazan, 10–14 September 2007, Pages 11. 4. Dadone L.; Liu J.; Acree C. Proprotor Design Issues for High Speed Tiltrotors. Boeing Defense & Space Group, Helicopter Division. NASA Ames Research Center. Presented at the 50 th Annual Forum of the American Helicopter Society, Washington, DC, May 1994. p.21. 5. J. C. Walchko, J. Kim, K. Wang, E.C. Smith, Hybrid Feed forward-Feedback Control for Active Helicopter Vibration Suppression. The Pennsylvania State University, University Park, PA 16802. AHS Forum Penn State Papers May 1-3, 2007.

Поступила в редколлегию 18.05.2011

Bibliography (transliterated): 1. Animica V.A., Golovkin V.A., Krajnov M.V., Novak V.N., Tarasov N.N., Weglova V.M. Raschetno-jeksperimental'nye issledovanija polej induktivnyh skorostej za nesuwim vintom na ajerodinamicheskie harakteristiki rulevogo vinta na malyh skorostjah poleta vertoleta pri bokovom vetre. CAGI. Moskva. VI forum Rossijskogo vertoletnogo obwestva. Fevral' 2004 g. 2. Turmanidze R.S., Dadone L., Sanadze G.O., Povysenie letno-tehnicheskikh harakteristik letatel'nyh apparatov putem primenenija vinta izmenjaemoj geometrii». Materialy V foruma Rossijskogo vertoletnogo obwestva. Moskva 2002. s VI 39-VI 48. 3. R.S.Turmanidze, L.Dadone, J.J. Philippe, B.Demaret, Investigation, Development and Tests Results of the Variable Geometry Rotor. 33rd European Rotorcraft Forum. Kazan, 10–14 September 2007, Pages 11. 4. Dadone L.; Liu J.; Acree C. Proprotor Design Issues for High Speed Tiltrotors. Boeing Defense & Space Group, Helicopter Division. NASA Ames Research Center. Presented at the 50 th Annual Forum of the American Helicopter Society, Washington, DC, May 1994. p.21. 5. J. C. Walchko, J. Kim, K. Wang, E.C. Smith, Hybrid Feed forward-Feedback Control for Active Helicopter Vibration Suppression. The Pennsylvania State University, University Park, PA 16802. AHS Forum Penn State Papers May 1-3, 2007.

А.В. Усов, д-р техн. наук, Е.Н. Богданова, Одесса, Украина

ТРЕБОВАНИЯ К ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ ДЛЯ ЭФФЕКТИВНОГО ПРОИЗВОДСТВА ИЗДЕЛИЙ ИЗ ФЕРРОКЕРАМИКИ

У статті досліджено технологічні методи зниження відсотку браку у виробництві феррокерамічних деталей, які використовуються у електромеханічному обладнанні. Окрім того, розроблено модель, яка дозволяє оптимізувати технологічні параметри спікання і шліфування заготовок.

В статье исследованы технологические методы понижения процента браков в производстве феррокерамических деталей, используемых в электромеханическом оборудовании. Кроме того, разработана модель, позволяющая оптимизировать технологические параметры спекания и шлифования заготовок.

A.V. USOV, E.N. BOGDANOVA

REQUIREMENTS TO TECHNOLOGICAL SYSTEM FOR EFFECTIVE MANUFACTURE OF PRODUCTS FROM FERROKERAM

In article technological methods of fall of percent of marriages in manufacture феррокерамічних the details used in the electromechanical equipment are investigated. Besides, the model is developed, allowing to optimize technological parameters спекания grindings of preparations.

Актуальность.

Изделия из феррокерамики в силу широкого диапазона магнитных свойств в большом объеме используются в электроэнергетике – в генераторах, электроприводах, трансформаторах, и др. Благодаря уникальным сочетаниям электромагнитных свойств ферриты находят применение и в других областях техники. Объем их производства в мировом масштабе достиг десятков миллионов тонн в год и продолжает непрерывно увеличиваться. Поэтому весьма актуальным является совершенствование технологических процессов переработки отходов (в том числе и брака) ферритового производства, поскольку доля этих отходов достигает 30%. Переработка отходов в годные полуфабрикаты и изделия не только позволяет экономить сырьевые материалы, энергетические и трудовые ресурсы, но и способствует уменьшению нагрузки на окружающую среду [1].

Подготовка производства ферритов должна давать уверенность в том, что технологический процесс и состояние всех элементов производства (оборудование, сырьевые компоненты и комплектующие, метрологическое оснащение, производственный персонал) обеспечат изготовление продукции в соответствии с требованиями. Производственный процесс должен быть управляемым и контролируемым. Система управления качеством ферритового производства должна иметь контуры прямого управления и обратной связи, позволяющей своевременно корректировать управляющее воздействие. Обязательными эле-

ментами системы должны быть контроль технологических режимов, параметров полуфабрикатов и готовых изделий. Использование статистических методов контроля позволяет установить доверительную связь между параметрами исходных компонентов, полуфабрикатов и готовых изделий и является основой для корректировки требований к сырьевым компонентам. Результаты оценки качества труда, производственного процесса, готовой продукции должны использоваться для выработки корректирующих мероприятий, стимулирования подразделений и отдельных работников за качество, целенаправленного планомерного улучшения качества готовой продукции.

Анализ методов контроля физико-механических свойств при производстве ферритовых изделий. Контроль качества в процессе изготовления продукции осуществляет отдел технического контроля (ОТК), а также исполнители и руководители производственных подразделений. Основная задача ОТК – предотвратить выпуск продукции, не соответствующей требованиям технических условий, технологической документации, условиям поставки и договоров. Чтобы обеспечить профилактический характер контроля, предотвращающего появление брака, проводится контроль стабильности технологических режимов и совершенствуется контроль качества сырья и полуфабрикатов. Контрольные операции являются неотъемлемой частью производственного процесса. Они разрабатываются одновременно с технологическими процессами соответствующими службами (отдел главного технолога, отдел главного конструктора и др.) при участии ОТК.

В процессе производства ферритовых материалов их компоненты находятся в разных состояниях: смеси исходных компонентов, предварительно синтезированные порошки, суспензии, шликеры, пресс-порошки; отформованные заготовки и спеченные изделия. Для каждого состояния существует множество методов и средств контроля их параметров. Это – классические, широко описанные в литературе методики, а также малоизвестные, редко применяемые или модернизированные методы и приборы. Для технологов ценными являются результаты анализов характеристик материалов, определенных разными методами. Они позволяют повысить достоверность анализа, полнее объяснить физико-химические явления, происходящие при синтезе материала, и принять нужные меры для корректировки технологических режимов.

В зависимости от места контроля качества продукции в процессе производства ферритов различают входной, операционный и контроль готовой продукции. Входной контроль имеет большое значение в случаях нестабильного качества исходного сырья. Операционный – включает контроль технологических режимов и промежуточный контроль качества полуфабрикатов. Промежуточный контроль позволяет выявить бракованные порошки, ферритовую шихту, формовочные массы и заготовки в процессе изготовления, предупредить их попадание на последующие операции. Большую часть таких контрольных операций выполняют сами рабочие и наладчики, технологи и мастера. Служба ОТК, как правило, проводит инспекционный контроль.

В процессе контроля качества продукция или полуфабрикат делится на годную и дефектную. Годная – удовлетворяет всем требованиям нормативно-технической документации, дефектная имеет явный или скрытый дефект – малозначительный или критический. Малозначительный дефект готовой продукции существенно не влияет на ее использование по назначению. Малозначительный дефект полуфабриката, как правило, устраняется на последующих технологических операциях. При наличии критических дефектов полуфабрикат и готовое изделие бракуются.

Основные задачи системы управления качеством:

- систематический анализ и устранение причин выпуска продукции низкого качества;
- организация и внедрение прогрессивных методов контроля качества входного сырья, полуфабрикатов, готовой продукции;
- контроль качества и состояния технологического оборудования, инструментов и оснастки, качества выполнения отдельных технологических операций, условий производства;
- испытание новых и модернизированных образцов продукции;
- сбор, анализ и обобщение статистических данных по влиянию параметров сырья, полуфабрикатов и технологических режимов на свойства готовой продукции.

В серийном производстве проводят типовые, периодические и приемосдаточные испытания готовой продукции. Типовые наиболее объемные и проводятся после внесения конструкторских или технологических изменений. Периодические испытания устанавливают стабильность качества изделий и их соответствие техническим условиям. Приемосдаточные испытания изделий проводят при приемочном контроле готовой продукции в целях обнаружения брака. При освоении опытной продукции проводятся предварительные и приемочные испытания, по результатам которых составляется заключение о качестве изделия. Структурная схема по управлению технологической системой при изготовлении деталей из феррокерамики представлена на рис. 1.

В условиях серийного производства целесообразно использовать методы непрерывного контроля за ходом технологического процесса и статистического регулирования его качества. Нормальное функционирование технологических линий требует получения постоянной информации не только о качестве продукции на выходе системы, но и работоспособности технологических систем.

Результаты исследований

Технологические потери связаны с потерей сырья, полуфабрикатов и годных изделий в результате несовершенства технологического процесса и технологического оборудования (негерметичность, отсутствие системы улавливания, частые поломки и т.д.). Брак связан с отклонениями параметров полуфабрикатов

и годных изделий выше допустимых значений. В целом брак подразделяется на два вида: устранимый и неустранимый. Переработка устранимого брака в годные полуфабрикаты и изделия обычно требует дополнительных операций, связанных с глубокими физико-химическими превращениями.

Для переработки неустранимого брака необходимы дополнительные операции, связанные с измельчением и помолом, термообработкой, активированием путем химического модифицирования поверхности частиц и т.д. Технологические отходы связаны с образованием побочных продуктов на различных технологических операциях (Рис. 2) (отходы формовочных масс, отходы шлифования и других видов механической обработки, отходы изделий после различных видов испытаний и т.д.), их также можно подразделить на два вида: утилизируемые в годные полуфабрикаты; утилизируемые в экологически безопасные формы.

Основное внимание исследователей уделялось обеспечению качественных характеристик ферритов на финишных методах [2,3].

Однако для решения указанной проблемы необходимо провести анализ причин появления брака по всему ходу технологии изготовления деталей и разработать рекомендации по снижению возникающих отходов на каждой из технологических операций.

Технологические отходы в производстве порошков связаны в основном с налипанием суспензий, полученных мокрым помолом порошков, на стенки технологического оборудования (распылительные сушилки, реакторы, трубопроводы и т.д.) и образованием плотных корочек, а также крупных прочных конгломератов при термообработке шихты. Эти отходы утилизируются мокрым помолом корочек, появляющихся при чистке технологического оборудования, дроблением конгломератов в дробилках и последующим измельчением шихты.

Большой практический интерес представляет уменьшение налипания суспензий на рабочие поверхности технологического оборудования. Налипание суспензий может привести к смещению химического состава ферритовых порошков различных партий, поэтому необходима периодическая чистка загрязненного оборудования. Исследования показали, что налипание суспензий происходит в кислой и нейтральной средах.

Технологические потери в производстве формовочных масс (пресс-порошков, паст и шликеров), как и в случае технологических потерь при производстве порошков, связаны с негерметичностью технологического оборудования (сушильно-грануляционного, отсеивающего, смесительного, помольного и др.), поэтому для снижения этих потерь используются те же приемы, что и при производстве порошков.

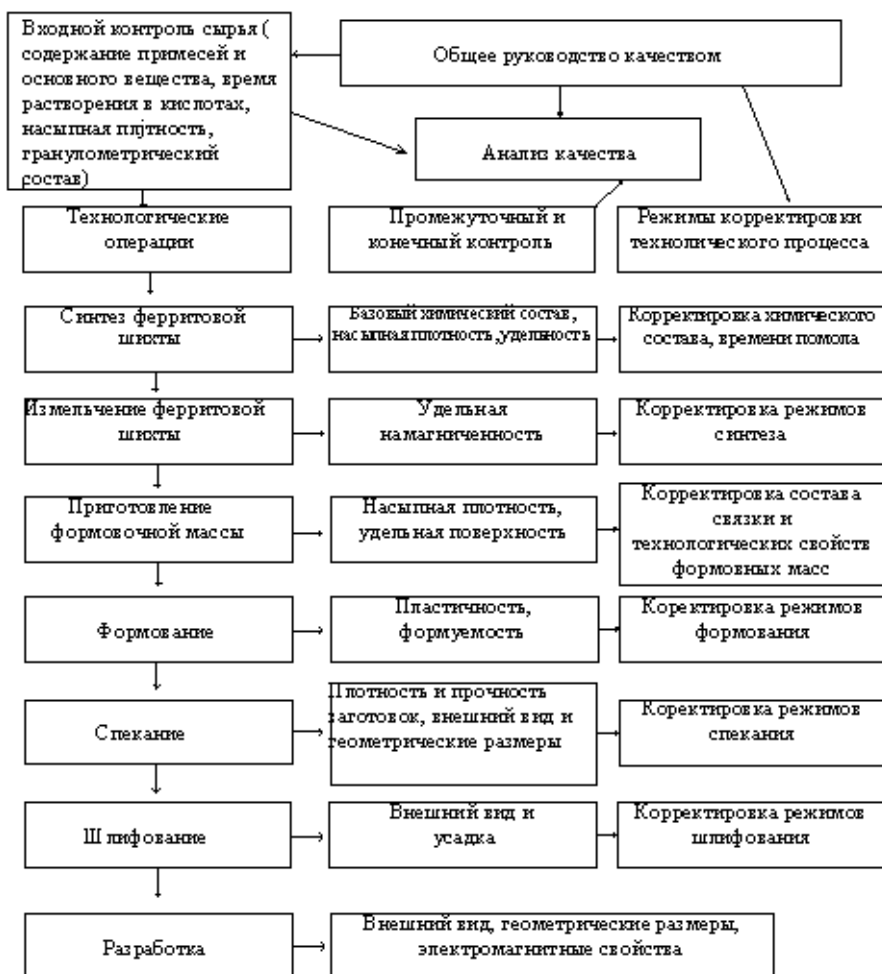


Рисунок 1 – Структурная схема по управлению технологической системой при изготовлении деталей из феррокерамики

Брак при производстве формовочных масс устраняется двумя основными способами:

- выжиганием связки при температуре 400...600⁰С с последующим измельчением полученной шихты и приготовлением повторно формовочной массы;

- повторным приготовлением формовочной массы без выжигания связки путем дополнительного введения небольшого количества связки или отдельных ее компонентов. Например, бракованный пресс-порошок повторно обра-

батывается с водой в атриторе. Полученная суспензия используется для изготовления пресс-порошка методом распылительной сушки.

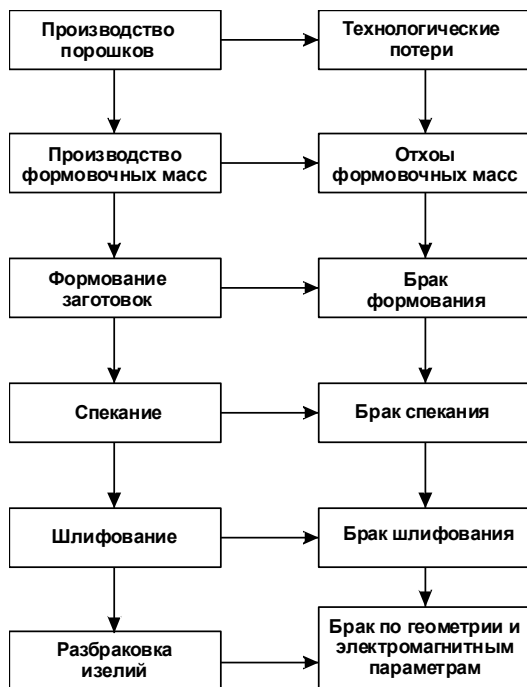


Рисунок 2 – Основные виды отходов в производстве ферритовых изделий

Наиболее распространенным видом брака при прессовании гранулированных и обычных порошков, а также при мокром их прессовании является расслоение – поперечные или диагональные трещины, нарушающие целостность заготовки. Их появление обусловлено несколькими причинами:

При выталкивании заготовки из матрицы пресс-формы происходят два противоположных процесса: расширение выходящей из матрицы заготовки и расширение перед этим сжатой матрицы. В результате имеющих место деформаций по границам их действий и возникают трещины.

Неправильная конструкция пресс-формы (например, отсутствие конусности у матрицы со стороны выпрессовывания заготовки из нее) или ее перекос при прессовании приводят к неравномерному сбросу усилия, что вызывает дополнительные напряжения в заготовке при удалении ее из матрицы. К трещинам может привести слишком медленная выпрессовка заготовки и в особенности остановка во время выпрессовывания. Способствует появлению трещин наличие в заготовке тонких стенок или резких переходов.

Возможен брак по размерам в результате увеличения упругого последствия заготовки в случае высокого предела упругости, неправильной конструкции или размеров пресс-формы, неточности дозирования порошка или нарушения режима прессования (завышения или занижения давления). Задир матрицы приводят к многочисленным рискам на поверхности заготовки, а недостаточно качественная обработка (шлифовка) рабочей поверхности пуансонов – к сколам на торцах заготовки, особенно на кромках.

Потери при спекании главным образом происходят из-за образования брака и могут достигать 20%. В производстве оксидной керамики наиболее часто встречаются следующие виды брака при спекании: скрытый расслой; недопекание; пережог; коробление.

Особенно актуальной является задача отыскания оптимальных условий при их спекании [1].

При спекании феррокерамических изделий процесс уплотнения и рекристаллизации протекает тем быстрее, чем выше температура. Но высокая температура способствует повышению дефектности кристаллической решетки. А это значит, что образующиеся в этих условиях в кристаллах феррита формируется дефектная структура. Такая структура сохраняется, если феррит подвергается быстрому охлаждению. Наличие дефектов кристаллической решетки решающим образом отражается на прочности ферритов. Есть основания считать, что дефектность решетки кристалла оказывает существенное влияние и на магнитные свойства ферритов.

Спекание ферритов осуществляется в проходных печах.

Для создания замкнутой оптимальной системы автоматического управления температурой спекания постоянных магнитов, необходимо, чтобы информация о состоянии заготовок все время поступала в управляющее устройство. Эта информация состоит из конечного набора значений координат управляемого объекта.

При этом о состоянии управляемого объекта можно судить по модели объекта, координаты которого уже доступны измерению.

В реальных объектах полное определение их состояния, характеризующего функцией распределения, в каждый момент времени бывает довольно затруднительно, а подчас и невозможно. Например, не существует до сих пор сколько-нибудь простых и надежных методов определения температурного поля нагреваемых заготовок.

Поэтому при создании систем управления объектами с распределенными параметрами наиболее существенным является вопрос о получении достаточно полной информации пространства состояний управляемого объекта [3].

Постановка задачи. В настоящей работе предлагается модель для описания процесса спекания заготовок из феррокерамики в проходных печах, которая позволяет оптимизировать технологические параметры для обеспе-

чения качественных характеристик спекаемых изделий. В модель входит уравнение теплопроводности [3]:

$$\frac{\partial Q}{\partial t} = a \frac{\partial^2 Q}{\partial x^2} - b(y, t) v(t) \frac{\partial Q}{\partial y} \quad (1)$$

$$0 \leq x \leq S, \quad 0 \leq y \leq L, \quad 0 \leq t \leq T \quad (2)$$

Граничные условия имеют вид:

$$Q(x, 0, t) = q_r(x, t) \quad (3)$$

$$-\lambda \frac{\partial Q}{\partial x} \Big|_{x=0} = \alpha_1 [U_1(y, t) - Q(0, y, t)], \quad (4)$$

$$\lambda \frac{\partial Q}{\partial x} \Big|_{x=S} = \alpha_2 [U_2(y, t) - Q(S, y, t)] \quad (5)$$

Начальные условия имеют вид

$$Q(x, y, 0) = q_0(x, y) \quad (6)$$

В формулах (1)-(6) $Q(x, y, t)$ – функция распределения температуры греющей среды и материала ферритов, заготовки которого движутся в положительном направлении от y со скоростью $v(t)$, зависящей от времени t , $v(t) \geq 0$, $0 \leq t \leq T$. Состояние нагреваемых заготовок характеризуется функцией распределения температуры по толщине материала x , по длине печи $0 \leq y \leq L$ и во времени $0 \leq t \leq T$.

Теплофизические параметры материала ферритов определяются заданием функции: $b(y, t) = b > 0$, a, λ – коэффициенты температуропроводности и теплопроводности ферритов, α – коэффициент теплообмена [4].

При этом нагреваемые заготовки ферритов входят в печь с условием

$$Q(x, 0, t) = q_r(x, t), \quad 0 \leq x \leq S, \quad 0 \leq t \leq T$$

Продвигаясь через зону обработки, заготовки с ферритов нагреваются. Если функции $b(y, t)$ и $v(t)$ известны, то каждой конкретной функции $U(y, t)$ при данном начальном условии

$$Q(x, y, 0) = q_0(x, y)$$

соответствует определенная функция распределения температуры материала $Q(x, y, t)$.

При этом, очевидно, температура заготовок на выходе из печи в точке $y=L$ зависит от характера изменения распределения температуры в печи за время пребывания их в ней [2].

Кроме того, температура заготовок на выходе из печи зависит от характера изменения скорости $v(t)$ за тот же интервал времени. Эта температура

также зависит от толщины материала заготовок S и его теплофизических свойств λ , c , ρ . Таким образом, температура материала на выходе из печи зависит от всей «истории» нагрева от момента входа до момента выхода заготовок ферритов из печи. Задача управления таким объектом состоит в том, чтобы стабилизировать температуру материала на выходе из печи. При этом обычными возмущающими факторами являются изменение скорости движения заготовок в печи, изменением толщины заготовок. В этом случае управляющее воздействие, которым является распределение температуры вдоль рабочего пространства печи $U(y,t)$, должно зависеть от характера распределения температуры в заготовках $Q(x,y,t)$ [4]

Задача состоит в том, чтобы создать такую систему управления заданием регуляторов температур зон печи, чтобы уклонение средней температуры заготовок, выходящих из печи:

$$\bar{Q}(y,t) = \frac{1}{S} \int_0^S Q(x,y,t) dx, \quad 0 \leq y \leq L, \quad 0 \leq t \leq T \quad (7)$$

при $y=L$ от температуры, заданной технологической инструкцией, было наименьшим в определенном смысле. Например, потребуем, чтобы функционал

$$I = \int_0^T |Q^*(t) - \bar{Q}(L,t)|^\gamma dt, \quad \gamma \geq 1 \quad (8)$$

где $Q^*(t)$ – заданная программа температуры выходящих из печи заготовок, достигала своего минимального значения. Тогда при $\gamma \rightarrow \infty$, можно получить минимальную оценку уклонения, т.е.

$$I = \max_{[0,T]} |Q^*(t) - \bar{Q}(L,t)| \quad (9)$$

Таким образом, оптимальное управление в каждый момент времени t зависит от характера распределения температуры заготовок $Q(y,t)$ в этот момент. Поэтому в оптимальной системе управления существенную роль играет настраиваемая модель объекта, которая служит источником информации для управляющего устройства.

Брак при шлифовании обусловлен образованием сколов, разбросом геометрических размеров, а также появлением скрытого брака после спекания (вскрытие трещин). Брак шлифования неисправим и отправляется на переработку вместе с браком спекания.

Особый интерес вызывают современные исследования качественных характеристик рабочих поверхностей феррокерамических изделий при обработке шлифованием.

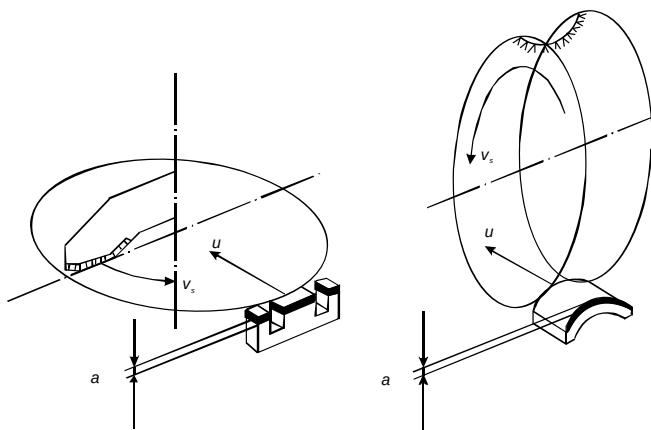
Учитывая массовость производства постоянных магнитов из феррокерамики и их чрезвычайную хрупкость, достижение требуемой точности и шероховатости рабочих поверхностей осуществляется следующим образом (Рис. 2).

Факторы и взаимосвязи в современной технологии
шлифования (продолжение)

V_s - окружная скорость круга (скорость резания)

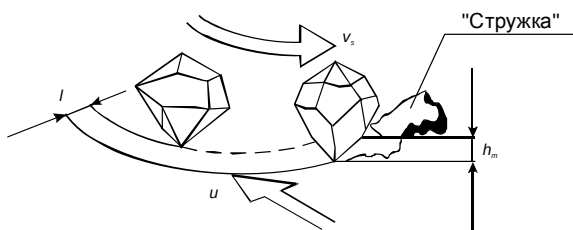
u - подача изделия

a - припуск на сошлифовку



h_m - средняя толщина "стружки"

l - ширина шлифовального следа



Цели установки:

h_m - как можно меньше

l - как можно меньше

a - не изменяется, т. е. задано процессом спекания

u - как можно выше,

из чего следует:

v_s - как можно выше

v_s определяет в конечном счете конструкцию
современного шлифовального станка.

Рисунок 3 – Конструкция инструмента для операции шлифования Ш- и
сенмента-образных магнитов

Для повышения магнитных свойств, сохранения качественных характеристик рабочих поверхностей и геометрии броневого сердечников и сегментов, разработаны новые станки, с использованием ряда приспособлений и конструкций, позволяющих производить шлифование партиями изделий с одной установки.

На рис. 3 изображены различные схемы обработки шлифованием Ш-, П-образных броневого сердечников. На рис. 4, 5 представлена непрерывно работающая, полностью автоматизированная линия для прецизионного шлифования ферритовых сегментных магнитов. (з-д «Феррокерам», г.Белая Церковь).

Аналогичное оборудование с полностью автоматизированной системой разработано для высокопроизводительного прецизионного шлифования сегментных редкоземельных магнитов.

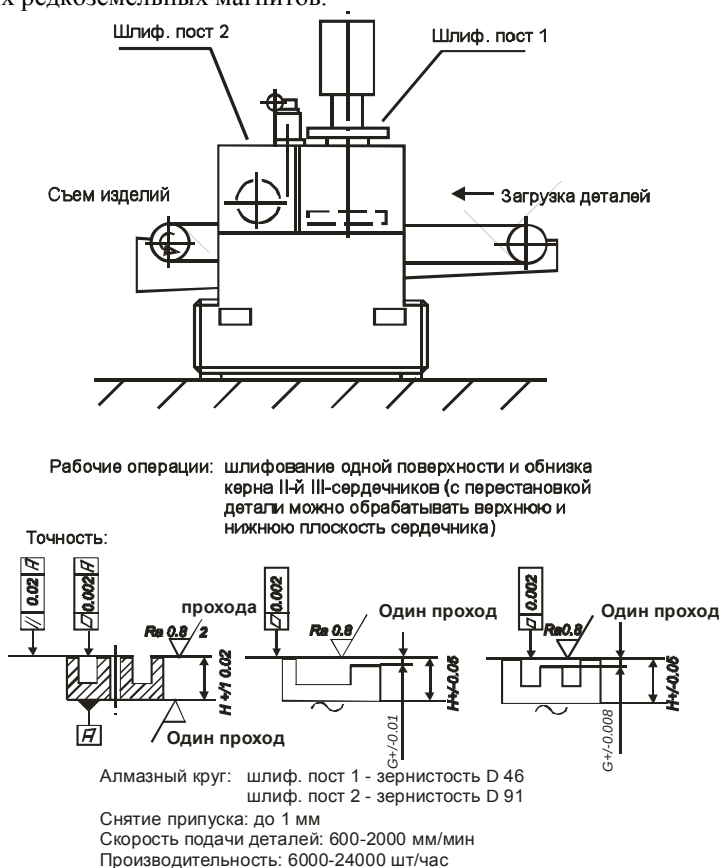
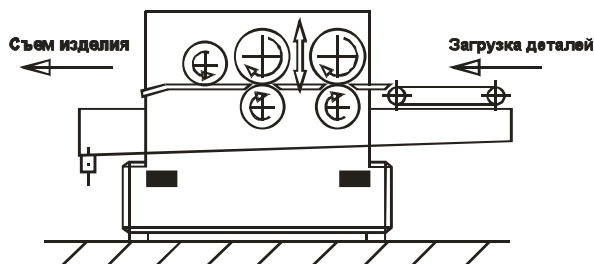
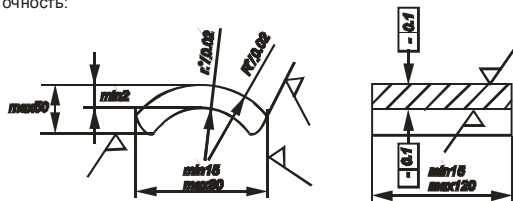


Рисунок 4 – Высокопроизводительное плоское шлифование Ш и П – образных броневого сердечников



Рабочая операция : шлифование внутреннего и наружного
профиля сегментов

Точность:



Алмазный круг: зернистость D181
Снятие припуска: до 2 мм. на сторону
Скорость подачи деталей: 1000-2500 мм/мин
Производительность: до 5000 шт/час

Рисунок 5 – Высокопроизводительное двухстороннее шлифование
ферритовых сегментных магнитов

Из-за высокой твердости и абразивности ферриты и керамика трудно поддаются механической обработке. Окончательной обработкой ферритовых изделий является шлифование для получения необходимых размеров. При обработке материалов между инструментом и обрабатываемой деталью возникает сила взаимодействия, называемая силой резания. Величина и направление этой силы зависят от многих факторов, из которых главными являются следующие: а) прочность обрабатываемого материала; б) размер и форма срезаемого слоя; в) характеристика режущего инструмента; г) режимы обработки; д) охлаждающая среда и т.д.

Сила резания определяет не только мощность станка, жесткость отдельных его узлов, жесткость обрабатываемой детали и инструмента, но также температуру и износ режущего инструмента. Поэтому, чтобы конструировать обрабатывающие станки, приспособления и инструмент, необходимо правильно назначать технологические «процессы обработки и обеспечивать прогрессивные режимы эксплуатации оборудования и инструмента, необходимо знать закономерности изменения силы резания и ее величину. Кроме этого, для эффективного использования разработанных в [3] критериальных соотношений, реализация которых способствует устранению шлифовочных дефектов при обработке феррокерамических изделий, необходимо располагать

сведениями о величине теплового потока в зоне контакта инструмента с обрабатываемой поверхностью.

Рационализация режимов и характеристик инструмента для бездефектной обработки феррокерамических материалов осуществлялась по величине нормальной и тангенциальной составляющих сил резания, которые наряду со скоростью относительного перемещения и характеристикой контактирующих поверхностей, определяют производительность шлифования, износ круга, температуру шлифования, шероховатость обрабатываемой поверхности и структурное состояние материала.

Для обработки керамики и ферритов целесообразно применять алмазы марки АСП. Силы резания значительно зависят от связи алмазного инструмента. Для обработки ферритов и керамики лучшие результаты получены для металлических связей. С увеличением зернистости алмазов в инструменте силы резания растут. Для предотвращения сколов на ферритовых деталях для их обработки необходимо применять инструмент с зернистостью не выше 160 мк. Влияние концентрации алмазов на усилия резания носит нелинейный характер. Усилия увеличиваются до концентрации 100%, дальнейшее увеличение концентрации не приводит к увеличению усилий шлифования. Вертикальная и горизонтальная силы резания при плоском шлифовании пропорциональны поперечной подаче и глубине шлифования и горизонтальная силы резания возрастают с увеличением скорости обрабатываемых изделий. Оптимальные значения продольной подачи составляют 17 м/мин–20 м/мин. Отношение горизонтальной силы P_z к вертикальной P_y не зависит от режимов обработки а зависит от свойств обрабатываемого материала.

Выводы. На основании полученных теоретико-экспериментальных исследований решена задача повышения эффективности алмазного шлифования феррокерамических изделий с учетом их технологической наследственности. Благодаря рациональному выбору технологических параметров алмазно-абразивной обработки изделий из феррокерамики существенно снизились отходы этих изделий по причине трещино- и сколообразования на обработанных поверхностях.

Список использованных источников: 1. Рабкин Л.И., Слскин С.А., и др. Ферриты. Строение, свойства, технология производства. – Л: Энергия, 1968. – 384с., 2. Якимов А.В., Усов А.В., и др. Теплофизика механической обработки. – К.: Одесса: Лыбидь, 1991. – 240с. 3. Усов А.В., Дубров А.Н., и др. Моделирование систем с распределенными параметрами. – Одесса: Астропринт, 2002. – 664 с. 4. Бутковский А.Г. Теория оптимального управления системами с распределенными параметрами. – М. Наука, 1965. – 474 с.

Поступила в редколлегию 14.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Rabkin L.I., Slskin S.A., i dr. Ferrity. Stroenie, svojstva, tehnologija proizvodstva. – L: Jenerhija, 1968. – 384s., 2. Jakimov A.V., Usov A.V., i dr. Teplofizika mehanicheskoy obrabotki. – K.: Odessa: Lybid', 1991. – 240s. 3. Usov A.V., Dubrov A.N., i dr. Modelirovanie sistem s raspredeleennymi parametrami. – Odessa: Astroprint, 2002. – 664 s. 4. Butkovskij A.G. Teorija optimal'nogo upravlenija sistemami s raspredeleennymi parametrami. – M. Nauka, 1965. – 474 s.

С.Е. Шейкин, д-р техн. наук, И.Ю. Ростоцкий, Д.В. Ефросинин, Киев Украина

О РАБОТОСПОСОБНОСТИ ЧИСТОГО ТИТАНА В ПАРЕ ТРЕНИЯ С ХИРУЛЕНОМ

Решение проблемы протезов долговечности тазобедренных суставов человека, является одним из приоритетных направлений научных исследований. Чистый титан в качестве материала деталей пар трения эндопротезов имеет преимущества перед другими материалами – сплав CoCrMo, ВТ 6, керамика. В работе исследуются триботехнические характеристики пары трения «азотированный чистый титан / хирулен». Установлено, что по этим характеристикам эта пара превосходит пару CoCrMo / хирулен.

Вирішення проблеми довговічності протезів тазостегнових суглобів людини, є одним з пріоритетних напрямків наукових досліджень. Чистий титан в якості матеріалу деталей пар тертя, має переваги перед іншими матеріалами - сплав CoCrMo, ВТ 6, кераміка. В роботі досліджуються трибологічні характеристики пари тертя «азотований чистий титан / хірулен». Встановлено, що за цими характеристиками ця пара перевершує пару CoCrMo / хірулен.

S.E. SHEJKIN, I.YU. ROSTOCKIJ, D.V. EFROSININ

ABOUT WORKING CAPACITY OF THE PURE TITAN IN PAIR FRICTION WITH HIRULEN

The solution of the problem of human hip joints durability is one of the priority directions of scientific researches. The pure titan as the material for parts of the hip joints friction pairs has advantages before others material - alloy CoCrMo, BT 6, ceramics. Tribotechnic characteristics of pair a friction «the nitrided pure titan/hirulen» are investigated in the article. It is established, that under these characteristics this pair is superior to pair CoCrMo/hirulen.

Развитие цивилизованного общества непременно приводит к концентрации внимания и средств на проблеме здравоохранения. С большой долей уверенности можно утверждать, что затраты общества на здравоохранение являются мерой его цивилизованности и благополучия.

Эндопротезирование суставов в случае неизлечимых заболеваний или травм является эффективным методом восстановления работоспособности человека. В настоящее время в мире ежегодно производится около 1 млн. операций эндопротезирования различных суставов [1]. Кроме того, по данным [2] на каждые 3-4 первичных операции эндопротезирования производится одна ревизионная, причиной которой могут служить явления, связанные с недостаточной биосовместимостью применённых материалов с тканями человеческого тела либо износ деталей шарнирного сочленения. На основании этого можно утверждать, что долговечность эндопротеза является основным критерием его качества и исследования, направленные на её повышение яв-

ляются чрезвычайно актуальными. Долговечность эндопротеза определяется служебными свойствами материалов, среди которых износостойкость, прочность, триботехнические характеристики, биоинертность.

Опыт создания эндопротезов свидетельствует о том, что обеспечить оптимальное сочетание указанных свойств в объеме однородного тела весьма затруднительно.

Эндопротез любого сустава содержит пару трения, состоящую из выпуклой и вогнутой несущих поверхностей (рис. 1).



Рисунок 1 – Общий вид эндопротеза тазобедренного сустава с металлической головкой (а), ацетабулярные чашки из металла и хирулена (б), коленного сустава (в)

Современная медицина в качестве заменителей костей использует металлы и их сплавы (Ti, TiAlV, CoCr, нержавеющая сталь горячейковки FeCrNiMoMn ISO 5832/1, CoCrMo ISO 5832/4), керамику, специальные виды стекла, полимеры и различные композиты. Тут необходимо отметить, что материал в полной мере отвечающий перечисленным выше требованиям к настоящему времени не создан. Каждый имеет свои достоинства и недостатки, которые достаточно подробно описаны в литературе [2, 3 и др.].

Например, с точки зрения технологичности и обеспечения механической прочности изготавливать головки эндопротезов тазобедренного сустава было бы целесообразно из металлических сплавов. Однако для сплавов CoCrMo, полученных электрошлаковым переплавом, применявшихся в эндопротезировании до конца 80-х годов характерны большие значения скорости изнашивания, поэтому они не получили широкого распространения в медицинской практике. Ревизионные операции показали наличие металлоза и «засорения» окружающих тканей продуктами износа [3,5,6 и др.].

Применение керамики вместо металла значительно уменьшает трение и износ сочленения.

К недостаткам керамики следует отнести повышенную хрупкость. Кроме того, некоторым видам керамики присуща неустойчивость фазового состава, который может меняться с течением времени и под воздействием тепла человеческого тела, вызывая растрескивание поверхности [2, 3, 6]. Необходимо также учитывать, что стоимость эндопротеза, в котором применены детали из керамики, в 1,5–2 раза выше металлического. Последний факт является немаловажным для потенциальных потребителей стран СНГ.

В 1958 г. J. Charnley [7], подойдя к проблеме создания пары трения эндопротеза, как к проблеме, прежде всего трибологической, создал эндопротез, ставший золотым стандартом эндопротезирования. В качестве материала головки был применен сплав на основе CoCrMo, а ацетабулярной чашки – хирулен (сверхвысокомолекулярный полиэтилен (СВМПЭ) – ultrahigh molecular weight polyethylene (UHMWPE)).

До настоящего времени шарнирное сочленение с таким сочетанием материалов наиболее широко распространено в практике эндопротезирования (рис. 2) и может сохранять работоспособность в течение 20 и больше лет. При этом резервы износостойкости пар СВМПЭ–металл к настоящему времени еще не исчерпаны [2].

Необходимо, однако, отметить, что и при использовании данной пары клинической практикой также зафиксированы случаи гранулематозного воспаления, вызываемого продуктами износа СВМПЭ [3].

На основе этого вывода в 1988 году Weber B.G., опираясь на концепцию новейших материалов и технологии изготовления, предпринял попытку вернуть интерес ортопедов к металл-металлическим парам трения [8].

В настоящее время в развитых странах в узле трения современных эндопротезов тазобедренных суставов используется материал высокой чистоты и чрезвычайно тонкой структуры на основе CoCrMo. Качество материала достигается вакуумной плавкой, которая повышает его чистоту на порядок по сравнению с электрошлаковым переплавом [6]. Однако вскорости появились работы, свидетельствующие о том, что продукты износа данной пары обнаруживаются во внутренних органах пациентов. Дискутируется вопрос, о том, что частички металла, попадая в кровь, вызывают поражение почек и вызывают аллергические реакции.

Необходимо также выделить фактор, не менее важный чем износостойкость, определяющий срок эксплуатации эндопротеза, а именно биосовместимость примененных материалов с тканями человеческого тела. Из металлов по этому критерию наиболее подходящим для изготовления деталей имплантов является чистый титан. Углеродистые стали, а также сплавы, содержащие ванадий, алюминий, кобальт, хром, кадмий, карбиды, являются токсичными [9].

Тем не менее, на сегодняшний день абсолютному большинству пациентов стран СНГ имплантируют импортные эндопротезы с парой трения металл/СВМПЭ, в которой головка изготовлена из сплава на основе CoCrMo, на недостатках которого останавливались выше.

На фоне этих обстоятельств лучшим вариантом представляется использование для изготовления головок эндопротезов технически чистого титана при условии модификации рабочей поверхности изделия, следствием которой должно быть оптимальное сочетание механических и триботехнических характеристик.

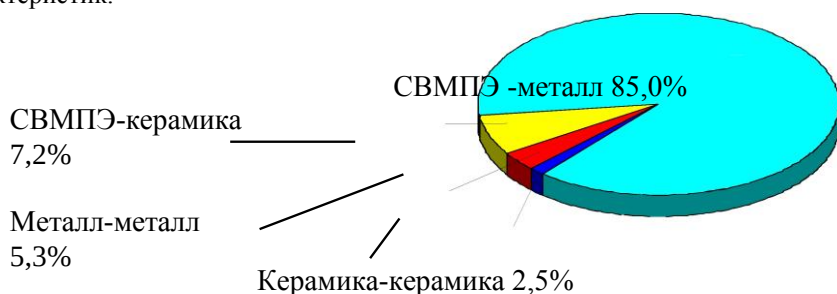


Рисунок 2 – Объемы применения эндопротезов тазобедренного сустава с различным сочетанием материалов в паре трения [2]

Сущность процессов в зоне контакта деталей сочленения наиболее полно объясняет молекулярно-механическая (адгезионно-деформационная) теория трения И. В. Крагельского. Эта теория определяет два пути повышения износостойкости материала:

- 1) повышение твердости поверхностей трения;
- 2) снижение прочности адгезионных связей.

Руководствуясь таким подходом задачу повышения функциональных характеристик рабочей поверхности титановой детали можно решить, применив азотирование в качестве метода её модификации.

Подтверждением правильности такого подхода могут служить экспериментальные исследования, когда насыщение поверхностного слоя азотом существенно повышало износостойкость и антифрикционные свойства титана и его сплавов в паре с многими материалами [10,11 и др.].

В качестве технологической операции, предшествующей азотированию целесообразно применить холодное поверхностное пластическое деформирование для создания в поверхностном слое мелкодисперсных структур. Даже в том случае, когда условия азотирования могут привести к рекристаллизации и росту зерна, предварительное измельчение структуры поверхностного слоя

создаст благоприятные условия для диффузии азота, что в итоге способствует созданию износостойкого антифрикционного поверхностного слоя.

Целью настоящей работы является исследование триботехнических характеристик чистого титана в паре с СВМПЭ в условиях близких к работе имплантированного шарнирного сочленения.

Для сравнения в тех же условиях испытывались также образцы из сплава CoCrMo ($HV\ 4,5\ \text{ГПа}$) производства ПО «Моторсич».

Авторами в качестве метода модификации применена технология ионно-плазменного термоциклического азотирования (ИПТА)*, имеющая ряд преимуществ по сравнению изотермическими методами азотирования [12]. Технология разработана в Институте проблем прочности НАН Украины.

Азотирование образцов производилось в смеси газов азота и аргона (в соотношении 1:1) при рабочем токе 3А, напряжении 440 В и рабочем давлении газовой среды в камере $\sim 250\ \text{Па}$ при циклическом колебании температуры в диапазоне $620\text{--}540\ ^\circ\text{C}$.

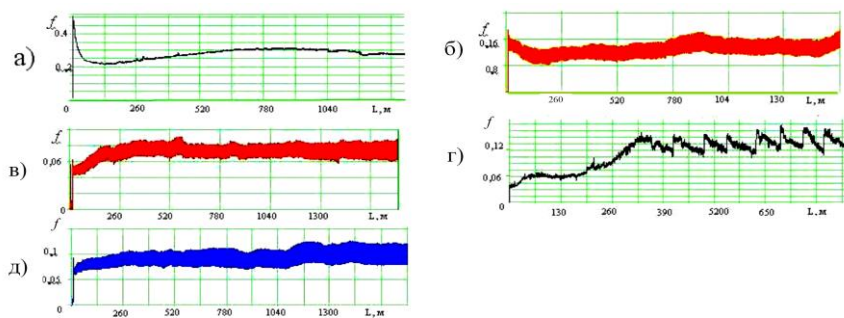


Рисунок 3 – Изменение коэффициента трения в зависимости от пути в процессе испытания материалов в паре с СВМПЭ при контактном давлении 3,5 МПа:

- а) ВТ 1-0 в растворе Рингера; б) азотированный ВТ 1-0 в растворе Рингера;
- в) азотированный ВТ 1-0 в плазме крови; г) CoCrMo в растворе Рингера;
- д) CoCrMo в плазме крови

В качестве материала контртела использовали хирулен ISO5834-2. Испытания выполнялись на машине торцевого трения по схеме кольцо-плоскость. Металлический образец в виде кольца прижимался к неподвижному плоскому контртелу из СВМПЭ, шероховатость рабочей поверхности которого составляла $R_a\ 3\ \text{мкм}$. Рабочая поверхность металлических образцов доводилась на доводочно-полировальной машине до зеркального блеска.

Режимы испытаний назначали согласно ASTM F732-82, предусматривающего проведение аналогичных

испытаний по схеме pin-on-flat. Скорость скольжения образца по контртелу составляла $V = 0,057$ м/с, контактное давление (q) – 3,54 МПа. Кроме того, для более детального изучения сопротивления СВМПЭ износу при прочих неизменных условиях контактное давление повышали до 8,2 МПа.

В процессе исследований тензометрическими динамометрами измерялись осевая нагрузка и момент трения.

Износ металлических образцов контролировался электронным микрометром *IP-54*, форма и глубина канавки износа на поверхности контртела СВМПЭ фиксировалась профилографированием на приборе ВЭИ Калибр мод. 201. Износ деталей пары трения оценивался через каждые 4 километра пути при суммарном пути трения - 120 км. При этом учитывались лишь характеристики, полученные после окончания периода приработки (~ 400 м).

В качестве рабочей жидкости в экспериментах использовали плазму крови человека. Это обусловлено тем, что синовиальная жидкость (СЖ) является транссудатом плазмы крови, т.е. в плазме крови и в СЖ присутствуют одинаковые компоненты, определяющие условия трения в сочленении. Незначительные отличия в составах на условия трения не влияют. Трибологическая функция СЖ реализуется благодаря наличию в ней жидкокристаллических компонентов (ЖК) в виде сложных эфиров кислот холестерина. ЖК образуют на поверхностях трения ориентированную структуру, состоящую из множества нематических слоев, межмолекулярное взаимодействие которых не велико. Такая структура подобна

** - ИПТА выполнил с.н.с. Института проблем прочности им. Г.С. Писаренко, к.т.н., Рутковский А.В.*

структуре слоистых твердых смазок, где сдвиг локализуется между слоями, обеспечивая низкое трение [13].

На основании этого можно утверждать, что применение плазмы крови в качестве рабочей среды при триботехнических испытаниях искусственного сочленения позволяет получить наиболее достоверную информацию о его функциональных характеристиках. Исследования, выполненные в растворе Рингера (моделирующего агрессивность биологической среды человеческого тела) либо в условиях сухого трения [14, 15], нельзя признать корректно характеризующими функциональные характеристики сочленения эндопротеза сустава.

Естественно, что условия трения в искусственном сочленении существенно отличаются от условий в естественном суставе, который природа создала в виде «приспосабливающейся» системы («умного» узла трения). Полноценно воспроизвести такую систему в искусственном сочленении пока не удастся. Современные конструкции искусственного сочленения являют собой инженерные решения, которые по функциональным характеристикам естест-

венному суставу уступают. При этом, однако, необходимо отметить, что введение ЖК в рабочую жидкость приводит к существенному снижению трения в парах практически всех применяемых в практике эндопротезирования материалов [13].

На рис. 3 приведены графики изменения коэффициента трения в процессе испытаний образцов на машине торцового трения при контактном давлении 3,5 МПа. Как видно, во всех случаях в испытаниях присутствует период приработки, в течение которого сила трения может отклоняться от стабильного значения, как в большую, так и в меньшую сторону. Далее она стабилизируется и практически не меняется.

Результаты экспериментов в виде интенсивности износа СВМПЭ и коэффициента трения сведены в таблицу 1.

При испытании пары «неазотированный ВТ1-0/СВМПЭ» как в плазме крови, так и в растворе Рингера наблюдалось практически мгновенное намазывание титана на СВМПЭ (рис. 4) и повышенное значение коэффициента трения (рис. 3,а). Ввиду её очевидных неудовлетворительных триботехнических характеристик износ деталей не фиксировался и эксперимент прекращали после прохождения пути трения 1200 м.

В данном случае, по-видимому, титан взаимодействует с СВМПЭ по схеме, описанной в [16]. Частицы износа титана внедряются в поверхность СВМПЭ, с ними взаимодействует титан испытуемого образца и при этом начинает интенсивно изнашиваться, в результате обратного переноса частиц износа и образования наростов интенсивно изнашивается СВМПЭ.

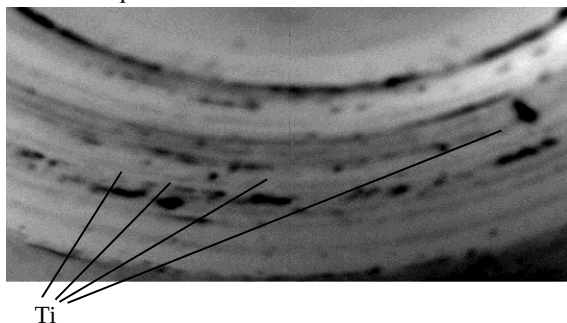


Рисунок 4 – Налипание титана на поверхность СВМПЭ

Интенсивный износ и нестабильность пары, в которой применяли титан и его сплавы без какой-либо модификации рабочей поверхности, зафиксированы и другими авторами [17, 18, и др.].

В случаях применения азотированных титановых образцов и образцов из CoCrMo их износ зафиксирован не был даже после прохождения пути трения более 120 км, изнашивался лишь СВМПЭ.

Как видно из данных, приведенных в таблице 1, пара «азотированный ВТ 1-0/СВМПЭ» при контактных давлениях 3,54 МПа (оговоренных ASTM F732-82) по функциональным характеристикам (сопротивлению истиранию, антифрикционным свойствам) превосходит другие испытанные пары.

Очевидно, что пары «азотированный ВТ 1-0/СВМПЭ» и «CoCrMo/СВМПЭ» в плазме крови показывают лучшие результаты, чем в растворе Рингера. А именно, при испытаниях обеих пар коэффициент трения в плазме крови меньше приблизительно в полтора раза, чем в растворе Рингера. Износ СВМПЭ в паре «азотированный ВТ 1-0/СВМПЭ» меньше в 2,5 раз, в паре «CoCrMo/СВМПЭ» – в 1,6 раза.

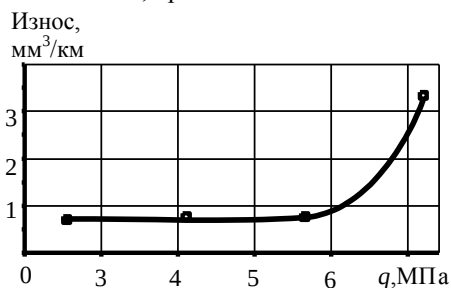


Рисунок 5 – Зависимость интенсивности износа СВМПЭ от контактного давления при испытаниях в сыворотке крови в паре с азотированным образцом чистого титана

Далее, учитывая то, что по данным различных исследователей биомеханики тазобедренного сустава в определенные фазы шага нагрузка в шарнирном сочленении протеза может превосходить вес тела до 4,5 раз [19], были проведены испытания пары «азотированный ВТ 1-0/СВМПЭ» при более высоких контактных давлениях. В пользу целесообразности таких испытаний говорит также тот факт, что изделие должно иметь очень высокий уровень надежности. Результаты приведены в табл. 1 и на рис. 5.

Видно, что увеличение контактного давления до значений $\sim 6,5$ МПа не приводит к заметному изменению коэффициента трения и увеличению интенсивности износа полиэтиленового образца. При больших значениях контактного давления износ приобретает катастрофический характер.

ВЫВОДЫ

1. Полученные результаты свидетельствуют о том, что условия трения деталей сочленения в плазме крови и растворе Рингера существенно отлича-

ются. На наш взгляд испытания, выполненные в плазме крови, более корректно воспроизводят условия работы имплантированного в человеческое тело искусственного сочленения.

2. По функциональным характеристикам (сопротивлению истиранию, антифрикционным свойствам) пара «азотированный ВТ 1-0/СВМПЭ» существенно превосходит традиционно применяемую в практике эндопротезирования пару «CoCrMo/СВМПЭ». Трение в паре «азотированный ВТ 1-0/СВМПЭ» ниже на 25%, износ – на 60%.

3. Низкие значения интенсивности износа хирулена в паре с азотированным титаном имеют место при контактном давлении до 6,5 МПа. При более высоком давлении наблюдается его катастрофический износ. Данный факт необходимо учитывать при выборе размеров деталей сочленения для пациентов большой массы.

Список использованных источников: 1. М.В. Полулях. Эндопротезирование тазобедренного сустава Available from: <http://rheumatology.org.ua/blog/articles/735/%3E>. 2. Пинчук Л.С., Николаев В.И., Цветкова Е.А. Эндопротезирование суставов: технические и медико-биологические аспекты. – Гомель: ИММС НАНБ, 2003. – 300 с. 3. Филиппенко В. А., Танькут А. В. Эволюция проблемы эндопротезирования суставов /Международный медицинский журнал. № 1, 2009.- с. 70-74. 4. Nakamura T. Novel Zirconia/Alumina Composites for TJR (Электронный ресурс) / T. Nakamura // Key Engineering Materials. – 2003. – Vols. 240-242. – pp. 765-768. – Available from: <http://www.scientific.net>. 5. Metall/metall —Totalprothese des Huftgelenkes:Zuruck in die Zukunft. Z. Ortop. 1992; 130: 306-309. 6. Низкофрикционные эндопротезы в хирургии тазобедренного сустава/Н.В. Загородний, С.А. Калаишиков, Х.М. Магомедов//Вестник РУДН, серия Медицина, 2002, - №2, с. 52-56. 7. Charnley J. Arthroplasty of the hip. A new operation // lancet.— 1961.— № II.— P. 54–56. 8. Weber B.G. Metall/metall —Totalprothese des Huftgelenkes:Zuruck in die Zukunft. Z. Ortop. 1992; 130: 306-309. 9. Иголкин А. И., Титан в медицине, Титан – 1993, №1, с. 86 – 90. 10. Белый А.В. Структура и триботехнические свойства субмикрористаллического титана, модифицированного ионами азота / А. В. Белый, В. А. Кукареко, А. Г. Кононов, В. И. Копылов, Ю.П. Шаркеев // Трение и износ. – 2008. – т. 29. – №6. – С. 571-577. 11. Федірко В. М. Азотування титану та його сплавів / В. М. Федірко, І. М. Погреблюк. – К.: Наук. думка, 1995. – 220 с. 12. Ляшенко Б.А., Соловых Е.К., Мирненко В.И., Рутковский А.В., Черновол М.И. Оптимизация технологии нанесения покрытий по критериям прочности и износостойкости. -Киев: Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины, 2010.- 193с. 13. С. Ф. Ермаков. Трибофизика жидких кристаллов. – 2008 – Гомель: ИММС НАН Беларуси. – 232 с. 14. An energy-based model for the wear of UHMWPE / R. Colaco, M.P. Gispert, A.P. Serro and B. Saramago //Tribology Letters, Vol. 26, No. 2, May 2007. P. 119-124. 15. Влияние анизотропии сапфира на иммунологические, трибологические и прочностные характеристики материала / О.А. Розенберг, А.А. Шульженко, С.В. Сохань, А.Н. Соколов, В.В. Возный // Високі технології в машинобудуванні: 36. наук праць НТУ “ХПІ”. – Харків, 2007. – Вип.2 (15). – С. 190-201. 16. Титановые сплавы в машиностроении/ Б. Б.Чечулин, С. С. Уииков, И. Н. Разуваева, В. Н. Гольдфайн//Л., «Машиностроение» 1977 г.- 248 с. 17. Ion implantation for biomaterials /J. Rieu, A. Pichat (a), L.M. Rabbe and M. Robelet/Materials Science Forum Vols. 102-104 (1992) pp. 505-514. 18. Низкотемпературное ионное азотирование имплантов из титанового сплава ВТ20 в различных структурных состояниях / А. А. Ильин, С. В. Скворцова, Е. А. Лукина, В. Н. Карнов, О. А. Поляков // Металлы. – 2005 -№2 – С. 38

– 44. 19. Портал о хирургии костной ткани [[http:// bonesurgery.ru /view/ biomehanika tazobedrennogo sustava/](http://bonesurgery.ru/view/biomehanika_tazobedrennogo_sustava/)] /Биомеханика тазобедренного сустава Р.М. Тихилов, В.М. Шаповалов РНИИТО им. Р.Р. Вредена, СПб, 1992. – Режим доступа: www.bonesurgery.ru, свободный. – Загл. С экрана. –Яз. рус., англ.

Поступила в редколлегию 11.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. M.V. Poluljah. Jendoprotezirovanie tazobedrennogo sustava Available from: <http://rheumatology.org.ua/blog/articles/735/%3E>. 2. Pinchuk L.S., Nikolaev V.I., Cvetkova E.A. Jendoprotezirovanie sustavov: tehicheskie i mediko-biologicheskie aspekty. – Gomel': IMMS NANB, 2003. – 300 s. 3. Filippenko V. A., Tan'kut A. V.. Jevoljucija problemy jendoprotezirovanija sustavov /Mezhdunarodnyj medicinskij zhurnal. № 1, 2009.- s. 70-74. 4. Nakamura T. Novel Zirconia/Alumina Composites for TJR (Elektronnyj resurs) / T. Nakamura // Key Engineering Materials. – 2003. – Vols. 240-242. – pp. 765-768. – Available from:: <http://www.scientific.net>. 5. Metall/metall — Totalprothese des Huftgelenkes:Zuruck in die Zukunft. Z. Ortop. 1992; 130: 306-309. 6. Nizkofrikcionnye jendoprotezy v hirurgii tazobedrennogo sustava/N.V. Zagorodnij, S.A. Kalashnikov, H.M. Magomedov/Vestnik RUDN, serija Medicina, 2002, - №2, s. 52-56. 7. Charnley J. Arthroplasty of the hip. A new operation // lancet.— 1961.— № II.— P. 54–56. 8. Weber B.G. Metall/metall —Totalprothese des Huftgelenkes:Zuruck in die Zukunft. Z. Ortop. 1992; 130: 306-309. 9. Igolkin A. I., Titan v medicine, Titan – 1993, №1, s. 86 – 90. 10. Belyj A. V. Struktura i tribotekhnicheskie svoystva submikrokristallicheskogo titana, modifitsirovannogo ionami azota / A. V. Belyj, V. A. Kukareko, A. G. Kononov, V. I. Kopylov, Ju. P. Sharke-ev // Trenie i iznos. – 2008. – t. 29. – №6. – S. 571-577. 11. Fedirko V. M. Azotuvannja titanu ta jogo splaviv / V. M. Fedirko, I. M. Pogreljuk. – K.: Nauk. dumka, 1995. – 220 s. 12. Ljashenko B.A., Solovyh E.K., Mirnenko V.I., Rutkovskij A.V., Chernovol M.I. Optimizacija tehnologii nane-senija pokrytij po kriterijam prochnosti i iznosostojkosti. -Kiev: Institut problem prochnosti im. G.S. Pisarenko NAN Ukrainy, 2010.- 193s. 13. S. F. Ermakov. Tribofizika zhidkih kristallov. – 2008 – Gomel': IMMS NAN Belarusi. – 232 s. 14. An energy-based model for the wear of UHMWPE / R. Colaco, M.P. Gispert, A.P. Serro and B. Saramago //Tribology Letters, Vol. 26, No. 2, May 2007. R. 119-124. 15. Vlijanie anizotropii sapphire na immunologicheskie, tribologicheskie i prochnostnye harakteristiki materiala / O.A. Rozenberg, A.A. Shul'zhenko, S.V. So-han', A.N. Sokolov, V.V. Voznyj // Visoki tehnologii v mashino-buduvanni: Zb. nauk prac' NTU "HP". – Harkiv, 2007. – Vip.2 (15). – S. 190-201. 16. Titanovye splavy v mashinostroenii/ B. B.Chechulin, S. S. Ushkov, I. N. Razuvayeva, V. N. Gol'dfajn/L., «Mashinostroenie» 1977 g.- 248 s. 17. Ion implantation for biomaterials /J. Rieu, A. Pichat (a), L.M. Rabbe and M. Robelet//Materials Science Forum Vols. 102-104 (1992) pp. 505-514. 18. Nizkotermpurnoe ionnoe azotirovanie implantov iz titanovogo splava VT20 v razlichnyh strukturnykh sostojaniyah / A. A. Il'in, S. V. Skvorcova, E. A. Lukina, V. N. Karpov, O. A. Poljakov // Metally. – 2005 -№2 – S. 38 – 44. 19. Portal o hirurgii kostnoj tkani [[http:// bonesurgery.ru /view/ biomehanika tazobedrennogo sustava/](http://bonesurgery.ru/view/biomehanika_tazobedrennogo_sustava/)] /Biomehanika tazobedrennogo sustava R.M. Tihilov, V.M. Shapovalov RNIITO im. R.R. Vredena, SPb, 1992. – Rezhim dostupa: www.bonesurgery.ru, svobodnyj. – Zagl. S jekrana. –Jaz. rus., angl.

СОДЕРЖАНИЕ

Коваленко В.С. 50-летие развития лазерных технологий.....	3
Бажал А.И., Кучеровский В.М., Барак А.М., Бажал А.А., Бажал Ант.А., Серебренникова С.Г. Взаимодействие импульсной волны с технологическими средами.....	14
Бажал А.И., Кучеровский В.М., Барак А.М., Бажал А.А., Бажал Ант.А., Серебренникова С.Г. Сущностный анализ технологий разрушения твердых тел.....	21
Балака Е.В. Основные факторы влияния на процесс формообразования деталей с помощью технологий послойного выращивания (Rapid Prototyping).....	29
Григоров О.В., Губский С.О., Окунь А.О. Технические решения по реконструкции приводов и систем управления кранов	37
Губский С.О. Метод приведения показаний разных структуроскопов типа КРМ-ЦК-2М к одному	44
Гуцаленко Ю.Г. Определение рационального давления прессования при нанопорошковой электроконсолидации	50
Дебрецени А. Замечания по кривым отказа природного камня.....	62
Деревянченко А.Г., Креницын Д.А., Фомина О.В. Совершенствование программного комплекса обработки изображений зон износа и распознавания состояний инструментов.....	68
Доброскок В.Л., Фадеев В.А., Абдурайимов Л.Н., Чернышов С.И. Топологический анализ триангуляционных 3D моделей изделий	74
Драгобецкий В.В., Наумова Е.А., Симонова А.А. Новые технологии взрывного плакирования и упрочнения	87
Еремин Е.Н., Филиппов Ю.О., Румянцев Г.П. Структурные изменения в жаропрочном никелевом сплаве при его модифицировании наночастицами тугоплавких соединений.....	98
Ефименко Н.Г., Атоженко О.Ю. Механические свойства сварных соединений стали 15Х1М1ФЛ, выполненных способом поперечной горки	105

Иллеш Б. Логистика в Венгрии	113
Калмар Л. Расчет кривой рабочих характеристик радиального потока рабочего колеса вентилятора	124
Ковалева Е.А. 2-D моделирование течения в осевом компрессоре ГТУ с учетом загромождения профильным и торцевым пограничными слоями	133
Крутиков Г.А., Стрижак М.Г. Исследование мехатронных преобразователей методом корневого годографа	141
Лавриненко С.Н., Запорожченко Е.Е., Сазонова М.С., Мамалис А.Г. Анализ микрогеометрического профиля поверхностей ультрапрецизионных полимерных изделий.....	151
Лещук И.В. Предпосылки повышения эффективности обработки кругами из СТМ достижением направленного изменения характеристик рабочего слоя	157
Лобанов В.К., Пащикова Г.И. Оптимизация параметров вибрационной обработки литых корпусов редукторов гусеничных машин	165
Лобанов В.К., Пащикова Г.И. Стабилизация геометрических параметров литых корпусов редукторов гусеничных машин	178
Лысенко Т.В., Прокопович И.В., Коряченко А.А. Применение структурных идентификаторов в литейном производстве.....	185
Мовшович А.Я., Буденный М.М., Ищенко Г.И., Горелик Б.В., Кочергин Ю.А. Свойства вакуумно-плазменных покрытий и их влияние на работоспособность инструмента	191
Пузырь Р.Г., Загорянский В.Г., Шелест С.А., Левченко Р.В. Анализ процесса изгиба пластины в двух взаимно перпендикулярных направлениях и экспериментальная проверка полученных теоретических результатов.....	197
Резниченко Н.К., Мовшович А.Я., Шелкунова Н.Л., Попов Н.В. Технологические принципы создания индукторов для низкотемпературного индукционного нагрева деталей.....	207
Савельева О.С., Андросюк А.В., Лебедева Е.Ю. Модель реологии гетерогенных потоков.....	209

Симонова А.А., Вerezуб Н.В., Пуpань Л.И. Влияние механической обработки на микротвердость заготовок из титана с субмикрoкристаллической структурой, полученных интенсивной пластической деформацией.....	214
Ситников А.А., Яковлев В.И., Гончаров В.Д., Попова А.А. Исследование морфологии и формирования рельефа поверхности детонационных покрытий на основе гидроксипатита кальция.....	221
Смоловик Р.Ф. Особенности формирования конкурентоспособности в условиях инновационного развития производства	226
Становский А.Л., Бибики Т.В., Грибова В.В., Желдубовский Д.А. Повышение качества отливок путем оптимизации составных событий в литейной форме	231
Ткаченко В.Н. Анализ напряженно-деформированного состояния гибкого колеса волновой зубчатой передачи.....	238
Тонконогий В.М., Березовский А.А., Андросюк А.В., Носенко Т.И. Математические модели тепломассообменных процессов при вакуумном катодном осаждении покрытий.....	243
Тонконогий В.М., Прокопович И.В., Березовский А.А. Полумарковские модели процесса формирования покрытий на деталях машин.....	248
Турманидзе Р.С., Мосашвили Т.Т. Анализ новых конструкций воздушных винтов с изменяемыми геометрическими параметрами и результаты их испытания	253
Усов А.В., Богданова Е.Н. Требования к технологической системе для эффективного производства изделий из феррокерамики	261
Шейкин С.Е., Росточкии И.Ю., Ефросинин Д.В. О работоспособности чистого титана в паре трения с хируленом	274



**Мир
Техники
и Технологий**

The World of Technics and Technologies

**"МТТ"- настольная книга для каждого руководителя,
источник идей- для каждого "технаря",
путеводитель по рынку- для каждого снабженца.**

Рубрики:

Оборудование

Инструмент

Автоматизация

Технологии

Специнформ

Энергосбережение

Экология

Торговый зал

Наши контакты:

+38 (057)761-20-74,761-10-66

+38 (05746) 2-22-06 (факс)

E-mail:

pochta@mtt.com.ua

mtt@mtt.com.ua

Наш адрес:

**63503 Украина,
Харьковская обл.,
г. Чугуев,
ул. Харьковская, 249**

www.mtt.com.ua

Наукове видання

Високі технології в машинобудуванні

Збірник наукових праць

Упорядник *проф. Грабченко А. І.*

Оригінал-макет *Балака О. В.*

В авторській редакції

Підп. до друку 15.07.2011 р. Формат 60х84 1/16. Папір Сорю Рарег.
Друк - ризографія. Гарнитура Таймс. Умов.друк.арк. 10,0.
Облік.вид.арк. 11,0. Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. №
Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ «ХПІ»

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000 р.
61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Друкарня ДП ХМЗ "ФЕД", 61023, Харків, вул. Сумська, 132