4(528) 2016

SCIENTIFIC AND TECHNICAL JOURNAL

INFORMATICS INFORMATYKA

ELEKTRO

AUTOMATION AUTOMATYKA

of months of

CZASOPISMO NAUKOWO-TECHNICZNE

Mining – Informatics Automation and Electrical Engineering

The Scientific Council "Mining – Informatics, Automation and Electrical Engineering"

Chairman of the Scientific Board: Stanisław Cierpisz, Institute of Innovative Technologies EMAG, Katowice (Poland)

Secretary of the Scientific Board: Marek Sikora, Institute of Innovative Technologies EMAG, Katowice (Poland)

Members of the Scientific Board
Darius Andriukatis, Kaunas University of Technology, Kaunas (Lithuania)
Naj Aziz, University of Wollongong, Wollongong (Australia)
George L. Danko, University of Nevada, Reno (USA)
Marian Dolipski, Silesian University of Technology, Gliwice (Poland)
Józef Dubiński, Central Mining Institute, Katowice (Poland)
Horst Gondek, Technical University of Ostrava, Ostrava (Czech Republic)
Stanisław Kozielski, Silesian University of Technology, Gliwice (Poland)
Constantin Lupu, National Institute for R&D in Mine Safety and Protection to Explosion, Petrosani (Romania)
Bogdan Miedziński, Institute of Innovative Technologies EMAG, Katowice (Poland)
Anatoly Mnukhin, National Academy of Sciences of Ukraine, Kiev (Ukraine)
Yuan Shujie, Anhui University of Science and Technology, Huainan (China)

Mining – Informatics, Automation and Electrical Engineering is edited by the board consisting of:

Editor in Chief – **Marek Sikora** Deputy Editor in Chief – **Artur Kozlowski** Managing Editor – **Marcin Michalak**

associate editors:

Włodzimierz Boroń (technological processes) Janusz Reś (mechanics) Marian Wójcik (power electronics) Marek Jaszczuk (automation) Andrzej Leśniak (applied IT) Stanisław Wasilewski (telecommunications) Marcin Małachowski (safety) Proofreading – Mariusz Pleszak, Barbara Flisiuk Layout – Mariusz Kurpierz



SCIENTIFIC AND TECHNICAL JOURNAL NR 4(528) December 2016

TECHNOLOGICAL PROCESSES MECHANICS POWER ELECTRONICS AUTOMATION APPLIED IT TELECOMMUNICATIONS SAFETY

PROCESY TECHNOLOGICZNE MECHANIKA ENERGOELEKTRONIKA AUTOMATYKA INFORMATYKA STOSOWANA TELEKOMUNIKACJA BEZPIECZE STWO

ISSN 2449-6421

Table of Contents

Bogdan Cianciara, Zbigniew Isakow, Kazimierz Siciński, Aleksander Cianciara

Rock bursts prediction based on analyzing maximal phenomena of seismic emission in the INGEO system	5
Możliwości predykcji wstrząsów na podstawie analizy zjawisk maksymalnych emisji sejsmicznej w systemie INGEO	. 50
Wiktor Hudy, Krzysztof Pytel, Kazimierz Jaracz	
Input signals disturbances of controllers in a field-oriented control system with a slip-ring motor and their impact on rotational speed	. 11
Wpływ zakłóceń sygnałów wejściowych regulatorów w układzie polowo-zorientowanym z silnikiem pierścieniowym na przebieg prędkości obrotowej	. 56
Jacek Juzwa, Irena Kuciara, Kazimierz Siciński, Wiesław Piwowarski	
Analyses of parabolic processes to assess mapping stability of mining area ground dislocations in the INGEO system	. 15
Analizy dotyczące procesów typu parabolicznego dla szacowania stabilności odwzorowań przemieszczeń terenu górniczego w systemie INGEO	. 61
Arkadiusz Pawlikowski	
Impact of setting load on bearing capacity of props in a powered support unit	. 26
Wpływ podporności wstępnej na podporność stojaków sekcji obudowy zmechanizowanej	. 72
Stanisław Jan Kulas, Henryk Supronowicz	
Loads and basic exposures of contact systems of electric switches	. 33
Obciążenia i narażenia podstawowe układów stykowych łączników elektrycznych	. 80
S.I. Kuchuk-Yatsenko, A.V. Didkovsky, V.I. Shvets, E.V. Antipin, P. Wojtas, A. Kozłowski	
Flash-butt welding of high-strength rails	. 40
Zgrzewanie doczołowe iskrowe szyn o wysokiej wytrzymałości	. 87

Publisher's address: Leopolda 31, 40-189 Katowice, Poland, tel. +48 32 2007 700, 2007 570 fax: +48 32 2007 701, e-mail: miag@ibemag.pl, www.miag.ibemag.pl

The original version of the journal is the electronic issue, plus 50 printed copies



BOGDAN CIANCIARA ZBIGNIEW ISAKOW KAZIMIERZ SICIŃSKI ALEKSANDER CIANCIARA

ROCK BURSTS PREDICTION BASED ON ANALYZING MAXIMAL PHENOMENA OF SEISMIC EMISSION IN THE INGEO SYSTEM

Predicting the time of rock bursts in the INGEO system is based on the analysis of seismic emission registered in a seismic-acoustic system. Emission signals are generated by rock mass fracturing due to mining exploitation. Such emission is characterized by huge activity of different phenomena which enables to carry out a correct statistical analysis with the use of the hazard method, achieving suitably high resolution of interpretation results. The hazard method is based on the analysis of maximal phenomena, i.e. phenomena of maximal energy. The use of this method allows to eliminate disturbances to a large extent and, at the same time, enables to assess the probability of high-energy phenomena (rock bursts). The hazard analysis is conducted on the basis of two essential qualities of seismic emission, such as energy of phenomena and intervals between successive phenomena. These qualities are random variables of statistical distribution described by the Weibull model. Using this model one can estimate the parameters of statistical distribution of those qualities which are the basis to determine hazard parameters. The analysis is conducted based on measurement data collected from the T window, i.e. time interval measured by hours. The window is moved with the d step and the calculations are repeated. The hazard parameters were used to define the risk function FWt(QE,T) which is the measure of rock bursts hazard. This function depends on real time t which is determined as the time of the T window right edge. It is also the basis to work out rock burst hazard criteria. It is important to note that the moment a rock burst occurs is a random variable and can be determined with the accuracy of its confidence interval, with certain probability.

WIKTOR HUDY KRZYSZTOF PYTEL KAZIMIERZ JARACZ

INPUT SIGNALS DISTURBANCES OF CONTROLLERS IN A FIELD-ORIENTED CONTROL SYSTEM WITH A SLIP-RING MOTOR AND THEIR IMPACT ON ROTATIONAL SPEED

In the article the authors investigated a field-oriented control system with a slip-ring shaded-pole motor. Additive disturbing signals were introduced into input signals of the control system controllers. The rotational speed waveform was observed as an output of the system. Disturbing signals were sine-wave signals with known frequency. The field-oriented control system was parametrically optimized with the use of an evolutionary algorithm. The testing was carried out with the use of the MATLAB/Simulink software.

ARKADIUSZ PAWLIKOWSKI

IMPACT OF SETTING LOAD ON BEARING CAPACITY OF PROPS IN A POWERED SUPPORT UNIT

Experience acquired for a number of years proves that the fluidity of production processes in longwalls depends on proper support of the excavation roof. A properly matched power support unit is not enough to guarantee good support of the excavation roof, particularly in its face part. Irregularities in the maintenance of the longwall roof may be related to some errors in the control of the power support unit, mainly in setting the unit with too low initial pressure. With respect to the above issues, the article features an analysis of the setting load impact on the bearing capacity of props in a power support unit.

BOGDAN CIANCIARA ZBIGNIEW ISAKOW KAZIMIERZ SICIŃSKI ALEKSANDER CIANCIARA

MOŻLIWOŚCI PREDYKCJI WSTRZĄSÓW NA PODSTAWIE ANALIZY ZJAWISK MAKSYMALNYCH EMISJI SEJSMICZNEJ W SYSTEMIE INGEO

Predykcja czasu wystąpienia wstrząsów w systemie INGEO oparta jest na analizie emisji sejsmicznej rejestrowanej w systemie sejsmoakustycznym. Sygnały emisji są generowane pękaniem górotworu wywołanym eksploatacją. Emisja taka charakteryzuje się dużą aktywnością zjawisk, która umożliwia prowadzenie poprawnej analizy statystycznej metodą hazardu, uzyskując również odpowiednio wysoką rozdzielczość wyników interpretacji. Metoda hazardu oparta jest na analizie zjawisk maksymalnych, czyli zjawisk o maksymalnej energii. Zastosowanie tej metody daje znaczną eliminację zakłóceń, a jednocześnie umożliwia ocenę prawdopodobieństwa wystąpienia zjawisk wysokoenergetycznych (wstrząsów). Analiza hazardu realizowana jest na podstawie dwóch podstawowych cech emisji sejsmicznej, a mianowicie: energii zjawisk, oraz odstępów czasu między kolejnymi zjawiskami. Cechy te są zmiennymi losowymi o rozkładzie statystycznym, który jest opisywany modelem Weibull'a. Na podstawie tego modelu prowadzona jest estymacja parametrów rozkładu statystycznego tych cech, które stanowią podstawę do wyznaczania parametrów hazardu. Analiza realizowana jest w oparciu o dane pomiarowe pobierane z okna T, czyli przedziału czasu rzędu godzin. Okno to jest przesuwane z krokiem d i powtarzane są obliczenia. Wykorzystując parametry hazardu zdefiniowano funkcję ryzyka FW $_t(Q_E,T)$, będącą miarą zagrożenia wystąpieniem wstrząsów. Funkcja ta jest zależna od czasu realnego t, który jest określony, jako czas prawego brzegu okna T. Stanowi ona podstawę do opracowania kryteriów stanu zagrożenia tąpaniami, jak również jej przebieg może być wykorzystany do oceny czasu wystąpienia wstrząsów. Należy podkreślić, że moment wystąpienia wstrząsu jest zmienną losową i może być wyznaczony z dokładnością do swojego przedziału ufności, z określonym prawdopodobieństwem.

WIKTOR HUDY KRZYSZTOF PYTEL KAZIMIERZ JARACZ

WPŁYW ZAKŁÓCEŃ SYGNAŁÓW WEJŚCIOWYCH REGULATO-RÓW W UKŁADZIE POLOWO-ZORIENTOWANYM Z SILNIKIEM PIERŚCIENIOWYM NA PRZEBIEG PRĘDKOŚCI OBROTOWEJ

W ramach niniejszej pracy zbadano układ polowo-zorientowany z silnikiem pierścieniowym zwartym. Wprowadzano addytywne sygnały zakłócające do sygnałów wejściowych regulatorów tego układu sterowania. Obserwowano przebieg prędkości obrotowej, który był wyjściem układu. Sygnałami zakłócającymi były sygnały sinusoidalne o znanej częstotliwości. Układ FOC był zoptymalizowany parametrycznie przy wykorzystaniu algorytmu ewolucyjnego. Badania przeprowadzono metodą komputerową korzystając z oprogramowania MATLAB/Simulink.

ARKADIUSZ PAWLIKOWSKI

WPŁYW PODPORNOŚCI WSTĘPNEJ NA PODPORNOŚĆ STOJAKÓW SEKCJI OBUDOWY ZMECHANIZOWANEJ

Doświadczenia zdobyte na przestrzeni lat dowodzą, że o płynności procesu produkcyjnego w ścianach w znacznej mierze decyduje prawidłowe utrzymanie stropu wyrobiska. Prawidłowo dobrana sekcja obudowy zmechanizowanej nie gwarantuje jeszcze prawidłowego utrzymania stropu wyrobiska, zwłaszcza w jego części przyczołowej. Nieprawidłowości w utrzymaniu stropu wyrobiska ścianowego mogą być związane, między innymi z błędami w sterowaniu sekcjami obudowy zmechanizowanej, które sprowadzają się głównie do rozparcia sekcji ze zbyt niskim ciśnieniem wstępnym. Biorąc pod uwagę powyższe w niniejszym artykule przeprowadzono analizę wpływu podporności wstępnej na podporność stojaków sekcji obudowy zmechanizowanej.

JACEK JUZWA IRENA KUCIARA WIESŁAW PIWOWARSKI KAZIMIERZ SICIŃSKI

ANALYSES OF PARABOLIC PROCESSES TO ASSESS MAPPING STABILITY OF MINING AREA GROUND DISLOCATIONS IN THE INGEO SYSTEM

The article features deliberations concerning the analysis of the following in the homomorphism of processes: deformations corresponding to the medium (rock mass) vibrations which generate physical threats in the subarea of topological transformations. Here, the basic issue is deformation mapping applied to model the dislocation processes related to the paraseismic process. Time dependencies are characterized by structure and dynamics of the processes. The damage of the part of the rock mass near the exploited deposit causes deformations and, most frequently, topological transformation of successive layers. Quite often rock bursts are generated, which is related mainly to the exceeded boundary states of the medium. Here it is very important to have measuring information about the medium transformations. In addition, it is necessary to define parameters and measures that characterize the anisotropy of the rock mass structures. The research within the INGEO project was focused on solutions based on the adaptation of the parabolic differential description supported by monitoring a concrete physical dislocation process. The mapping state of the process trajectory was distinguished in the deformation space by means of mathematical algorithms. Numerical modelling of deformation fields was supported by GPS sensors (innovative direct monitoring), on-line GNSS technology, and compaction sensors with a view to measuring complex dislocation fields. This solution is a new technology. A parametrically optimized model adequately illustrates a standard (measurement results) layout of vertical dislocations.

STANISŁAW JAN KULAS HENRYK SUPRONOWICZ

LOADS AND BASIC EXPOSURES OF CONTACT SYSTEMS OF ELECTRIC SWITCHES

Insulation systems and electric contacts of electric power switches are components that are damaged most often. The electric strength to the breakdown of the electric switch contact gap is measured by the electric field intensity and the corresponding voltage at which the breakdown of the system occurs. The breakdown of the contact gap is fostered by the heterogeneity of voltage gradient. Electric contact systems in the process of currents conduction or switching are the most loaded heat elements of the current paths. They should be designed, constructed and operated in such a way that during the conduction of operating currents the prescribed value of the temperature rise limit should not be exceeded and that the contacts should not weld or deform permanently during the conduction of fault currents. The paper presents examples how to use analytical and numerical methods to evaluate the heterogeneity degree of the electric field in the contact gap. In addition, appropriate mathematical relations were given to estimate the value of the contact gap breakdown voltage. Finally, the paper discusses the factors influencing the ampacity of the contacts during the conduction of operating and short-circuit currents.

S.I. KUCHUK-YATSENKO A.V. DIDKOVSKY V.I. SHVETS E.V. ANTIPIN P. WOJTAS A. KOZŁOWSKI

FLASH-BUTT WELDING OF HIGH-STRENGTH RAILS

The article features the results of research in the field of welding highstrength rails. The scope of the research combined not only monitoring of the welding process as such but also the assessment of the achieved results. The recommendations how to carry out welding operations are part of the results too. JACEK JUZWA IRENA KUCIARA WIESŁAW PIWOWARSKI KAZIMIERZ SICIŃSKI

ANALIZY DOTYCZĄCE PROCESÓW TYPU PARABOLICZNEGO DLA SZACOWANIA STABILNOŚCI ODWZOROWAŃ PRZEMIESZCZEŃ TERENU GÓRNICZEGO W SYSTEMIE INGEO

W pracy przedstawiono rozważania dotyczące analizy w homomorfizmie procesów: deformacji z odniesieniem do drgań ośrodka (górotworu) generujących zagrożenia fizykalne podobszaru przekształceń topologicznych. Podstawowe są tu odwzorowania deformacyjne, służące do modelowania procesów przemieszczeń komunikujących się z procesem parasejsmicznym. Cechami zależności czasowych sa: struktura i dynamika procesów. Proces zniszczenia części warstw górotworu w otoczeniu eksploatacji złoża, wywołuje deformacje i najczęściej przekształcenia topologiczne kolejnych warstw, często generuje również wstrząsy górnicze - co związane jest głównie z przekroczeniem stanów granicznych ośrodka. Istotna jest tu informacja pomiarowa odnośnie do przekształceń ośrodka oraz zdefiniowania parametrów i miar charakteryzujących anizotropię jego struktur. Prace badawcze w projekcie INGEO dotyczyły m.in. rozwiązań bazujących na przystosowaniu opisu różniczkowego parabolicznego, wspomaganego monitorowaniem konkretnego fizykalnego procesu przemieszczeń. Wyróżniono w przestrzeni deformacji stan odwzorowania trajektorii procesu poprzez matematyczne algorytmy. Numeryczne modelowanie pól deformacyjnych wspomagane było, zastosowaniem sensorów GPS - innowacyjny bezpośredni monitoring - technologia GNSS on-line oraz czujników kompakcji do pomiarów złożonych pól przemieszczeń, co stanowi nową technologię. Zoptymalizowany - w zakresie parametrówmodel trafnie odtwarza wzorcowy (wyniki pomiaru) rozkład przemieszczeń pionowych.

STANISŁAW JAN KULAS HENRYK SUPRONOWICZ

OBCIĄŻENIA I NARAŻENIA PODSTAWOWE UKŁADÓW STYKOWYCH ŁĄCZNIKÓW ELEKTRYCZNYCH

Układy izolacyjne oraz stykowe łączników elektroenergetycznych należą do podzespołów, które najczęściej ulegają uszkodzeniu. Miarą wytrzymałości elektrycznej na przebicie przerwy (przestrzeni) międzystykowej łącznika jest natężenie pola elektrycznego i odpowiadające mu napięcie, przy którym następuje przebicie układu. Przebiciu przerwy międzystykowej sprzyja występująca tam niejednorodność naprężeń elektrycznych. Układy stykowe w stanie przewodzenia prądów lub w procesie ich łączenia są z kolei najbardziej obciążonymi cieplnie elementami torów prądowych. Powinny być tak zaprojektowane, wykonane i eksploatowane, aby w stanie przewodzenia pradów roboczych nie były przekroczone przepisowe wartości przyrostów temperatury i żeby styki się nie sczepiały, ani trwale nie odkształcały podczas przewodzenia prądów zakłóceniowych. W pracy przedstawiono przykłady wykorzystania metod analitycznych i numerycznych do oceny stopnia niejednorodności pola elektrycznego w przestrzeni międzystykowej oraz podano odpowiednie zależności matematyczne, umożliwiające oszacowanie wartości napięcia przebicia przerwy międzystykowej. W opracowaniu tym omówiono również czynniki wpływające na obciążalność prądową układów stykowych w stanie przewodzenia prądów roboczych oraz zakłóceniowych.

S.I. KUCHUK-YATSENKO A.V. DIDKOVSKY V.I. SHVETS E.V. ANTIPIN P. WOJTAS A. KOZŁOWSKI

ZGRZEWANIE DOCZOŁOWE ISKROWE SZYN O WYSOKIEJ WYTRZYMAŁOŚCI

W artykule opisano wyniki badań w zakresie spawania szyn o wysokiej wytrzymałości. Zakres tych badań obejmował nie tylko monitorowanie samego procesu, lecz także ocenę uzyskanych rezultatów. Wynikiem badań są także rekomendacje sposobu prowadzenia robót.

Rock bursts prediction based on analyzing maximal phenomena of seismic emission in the INGEO system

Predicting the time of rock bursts in the INGEO system is based on the analysis of seismic emission registered in a seismic-acoustic system. Emission signals are generated by rock mass fracturing due to mining exploitation. Such emission is characterized by huge activity of different phenomena which enables to carry out a correct statistical analysis with the use of the hazard method, achieving suitably high resolution of interpretation results. The hazard method is based on the analysis of maximal phenomena, i.e. phenomena of maximal energy. The use of this method allows to eliminate disturbances to a large extent and, at the same time, enables to assess the probability of high-energy phenomena (rock bursts). The hazard analysis is conducted on the basis of two essential qualities of seismic emission, such as energy of phenomena and intervals between successive phenomena. These qualities are random variables of statistical distribution described by the Weibull model. Using this model one can estimate the parameters of statistical distribution of those qualities which are the basis to determine hazard parameters. The analysis is conducted based on measurement data collected from the T window, i.e. time interval measured by hours. The window is moved with the d step and the calculations are repeated. The hazard parameters were used to define the risk function $FW_t(O_F,T)$ which is the measure of rock bursts hazard. This function depends on real time t which is determined as the time of the T window right edge. It is also the basis to work out rock burst hazard criteria. It is important to note that the moment a rock burst occurs is a random variable and can be determined with the accuracy of its confidence interval, with certain probability.

Key words: seismic emission, hazard method, stream of events, Weibull model, rock bursts, seismic hazard

1. INTRODUCTION

Due to underground mining exploitation, unfavourable stress conditions are evoked in the rock mass surrounding the excavations. Once the critical strength values are exceeded, the rocks begin to fracture. The fracturing progresses in a certain manner until a rock burst occurs [9]. Fracturing is a physical phenomenon which is not liable to direct observations. However, it is possible to reason about its progress indirectly, as it generates vibrations which get dispersed in the rock mass in the form of seismic emission [8].

The article is devoted to the issue of working out a method to assess the state of rock burst hazard and predicting the time of rock bursts which was applied in the INGEO system. The analysis is carried out based on two essential qualities of emission, i.e. energy of the phenomena and intervals between successive phenomena. The registered emission is characterized by huge activity, up to several dozen phenomena per minute, by a high degree of randomness and nificantly l

6

a significantly high level of disturbances. Therefore the investigation of the emission is conducted with the use of probabilistic methods. The concept how to solve the issue, presented in the article, is developed by the analysis of seismic emission maximal phenomena with the use of the hazard method [6]. Thanks to the detection of maximal phenomena, we can significantly eliminate disturbances whose further removal is done during the estimation of statistical distribution of emission characteristics. The use of the stochastic hazard analysis, in turn, enables to assess the probability of maximal energy phenomena (rock bursts). Maximal phenomena are determined on the basis of their energy. It is not possible to locate exactly the sources of emission with respect to lowenergy phenomena, i.e. small fractures, as relatively small signals confirming this emission reach a small number of sensors. Therefore it is not possible to assess the physical energy of these phenomena because to determine this energy one has to know the distance between the vibrations source and the registration spot. Thus it was assumed that this energy would be determined as the square of the registered signals standard value [2]. As emission sources are distributed randomly in the rock mass, the energy determined in this manner is subject to statistical dispersion caused by the occurring random factor. The described time intervals are physical quantities and, practically, they do not depend on the spatial distribution of sources and their values can be determined with high accuracy. It is important to note that there is linear statistical dependence between the phenomena energy logarithms and the intervals between the moments of their occurrences. The dependence says that in order to generate high-energy seismic phenomena we need longer intervals. The dependence was formulated and documented in the range of rock bursts for which it was possible to determine physical energy [3]. Therefore it was assumed that in the statistical sense this feature can represent the energy of phenomena indirectly. The listed qualities of seismic emission are random variables with statistical dispersion described by the Weibull model. Being familiar with the statistical dispersion of the discussed features one can assess hazard parameters, provided that the energy of the phenomena exceeds the set level Q_E . The estimation of these quantities is carried out based on data collected from the interval T (window), expressed in hours. Based on the discussed hazard parameters we defined the so called rock burst occurrence risk, assigned to the window T. Then, moving the window with the step d, we will achieve its progress in the form of the risk function $FW_t(Q_E,T)$, whose independent variable is real time t. Based on the progress of this function, it is possible to assess the rock burst hazard degree and to predict the moments of bursts.

2. ASSESSMENT OF ROCK BURST HAZARD AND PREDICTION OF ROCK BURST OCCURRENCE WITH THE USE OF THE HAZARD METHOD

Mining rock bursts are characterized by a significant share of the random factor. Therefore the assessment of rock burst hazards and prediction of bursts occurrence are conducted by stochastic methods. Due to the unfavourable state of stresses, caused by exploitation, the rock mass fractures. Usually, particular fractures are related to one another creating the so called fracturing processes. With high values of stresses, the sizes of fractures grow too. If the burst causes adequate drop of stress values, this is the end of the fracturing process. The presented method is based on the analysis of seismic emission which maps the rock mass fracturing processes. It is assumed that both particular fractures and the resulting emission phenomena have the same random character. The research is conducted on the basis of the emission characteristics, i.e. energy of the phenomena (signals) and intervals between the phenomena which are random variables of the recognized statistical dispersion. Solving these issues by means of probabilistic methods is not conducted directly on the basis of emission characteristics. Contrarily, it is based on the analysis of parameters which describe their statistical dispersion. These parameters are estimated (assessed) based on suitable sets of measurement data. Within the discussed issues, the elements of these sets are seismic phenomena or seismic vibrations signals registered in time intervals (windows) T with a determined size, e.g. one hour. In order to conduct statistical analyses and to achieve the assessment of rock burst hazards, it is necessary to know the law describing statistical dispersions of emission qualities and to be familiar with the model of the function that maps the hazard states.

3. MODELS OF STATISTICAL DISPERSIONS OF QUALITIES, MAXIMAL PHENOMENA, SEISMIC EMISSION

The rock mass fracturing is a physical phenomenon which is not liable to direct observations. Fractures are caused by vibrations which get distributed in the

rock in the form of seismic emission. The registered emission signals are the basis to reason, with the use of a reverse problem, about the fracturing process. The registration of seismic emission is done by means of sensors properly located in the rock mass. The seismic phenomenon is determined by a set of registered signals coming from the same source. That is why seismic phenomena project particular fractures. The sizes of the fractures are measured by the energy of corresponding seismic phenomena, while occurrence times are identified with the time when a given phenomenon starts to be registered. Both fracture times and their sizes are random quantities of determined statistical dispersions. The objective of the investigation is an analysis conducted with respect of the phenomenon size development, i.e. fractures caused by the state of stresses. In this case the occurring fractures depend on one another in time and form sequences called fracturing processes.

The examination of the fracturing process is based on the analysis of maximal seismic phenomena. Maximal phenomena can be determined in two manners: when the signal coming from the phenomenon is registered on many measuring stands, or directly, based on the signals energy. Maximal phenomena are proper data to reason about the progress of the fracturing process until the rock bursts occur. The assessment of the fractures development is done by analyzing the parameters of statistical dispersion of seismic emission characteristics, i.e. phenomena energy E_k and time intervals between the phenomena u_k . These characteristics, being random variables, are connected by a linear statistical dependence [3] that can be expressed in the following manner:

$$\log \frac{E_k}{E_0} = \alpha \left(\frac{u_k}{u_0} - 1 \right) + \varepsilon_k \tag{1}$$

where:

 α - coefficient, E_k and u_k - implementations of random variables, i.e. values which adopt the described characteristics, E_0 and u_0 - reference values,

 ε_k – random deviations.

The statistics show [14] that in this case the statistical dispersions of these characteristics are described by the same model. The fracturing process is homogeneous when the statistical dispersion of emission characteristics is described by one-parameter exponential function [1]:

$$F(\zeta) = \begin{cases} 0 & dla \\ 1 - \exp\left[-\beta^{-1}\zeta_k\right] & dla \quad \zeta_k \ge 0 \end{cases}$$
(2)

where:

 ζ_k – values taken by a random variable, in the case of energy

$$\zeta_k = \log \frac{E_k}{E_0}$$

in the case of time intervals:

$$\zeta_k = \frac{u_k}{u_0} - 1 ,$$

 E_k – phenomena energy values,

 u_k – time interval between successive phenomena, E_0 and u_0 – reference values.

For higher values of stresses we can observe increasing trends in the sizes of fractures [10]. This way the time intervals between the phenomena grow. As a result of that, the fracturing processes are heterogeneous. In practice, the heterogeneity effect is expressed by a situation when statistical dispersions of the discussed qualities depend on several parameters. Such processes are called doubly stochastic Poisson processes or Cox processes [11]. In the case of seismic emission the statistical dispersions of the discussed characteristics are described by the Weibull model [13], [1]:

$$F(\zeta) = \begin{cases} 0 & dla \quad \zeta_k < 0 \\ 1 - \exp\left[-\lambda^{-1} \cdot \zeta_k^{\gamma}\right] & dla \quad \zeta_k \ge 0 \end{cases}$$
(3)

where:

 λ and γ – parameters, however $\lambda > 0$, $\gamma > 0$, in the case of phenomena energy the parameter $\gamma \ge 1$ while in the case of time intervals between phenomena $0 < \gamma \le 1$, other symbols as above.

When the parameter $\gamma = 1$, the model describes the probability distribution of the qualities of the homogenous stream of events (2). It shows that the parameter γ can be a criterion which enables to detect the growing component $\{\gamma_i\}$ of the stream of events. The expected value $M[\zeta] = m_{\zeta}$ of seismic emission features is expressed in the following manner:

$$m_{\zeta} = \lambda^{\gamma^{-1}} \gamma^{-1} \cdot \Gamma(\gamma^{-1}) \tag{4}$$

where:

 $\Gamma(\bullet)$ is a gamma function.

Finally, it is important to note that statistical dispersions of both discussed features of seismic emission are described by the Weibull model (3).

4. FUNCTION DESCRIBING THE PROGRESS OF ROCK BURST HAZARD, MODELLED BY HAZARD PARAMETERS

Analyzing the rock mass fracturing processes it is possible to assess the trends of their development as far as their increasing sizes and, simultaneously, increasing values of the phenomena energy are concerned. Having this in mind, the authors worked out a model of a function describing the rock burst hazard development process. The value of the function is assigned to the given time interval T, the so called information window. In order to calculate the function, it is necessary to determine certain functionals provided that the energy of the phenomena in the window T exceeds the set threshold level Q_E . The procedure is similar to that of the seismic hazard method: what is assessed is the functional which determines the probability of the phenomena energy exceeding the Q_E threshold level. In the hazard method, seismology experts call this probability "seismic risk" [12], [15]. In the case of the discussed seismic emission the knowledge about the statistical dispersion (3) enables to determine this probability assigned to the window *T* in the following form [3]:

$$R(Q_E,T) = 1 - \exp[-N(Q_E,T)]$$
(5)

where:

N – is a number of all maximal phenomena included in the window T, while $N[Q_E,T]$ – is a number of phenomena whose energy exceeds that of the threshold value Q_E .

The number of phenomena whose energy exceeds that of the threshold value Q_E can be expressed as follows:

$$N(Q_E,T) = N[1 - F(Q_E)]$$
(6)

where:

 $F(Q_E)$ – is the probability described by the model (3).

In practice, it is very useful to apply the functional which determines the expected value of the number of seismic phenomena $M[Q_E,T]$ which exceed the level Q_E , i.e.:

$$M(Q_E,T) = R(Q_E,T) \cdot N(Q_E,T)$$
(7)

The function describing the rock burst hazard process, marked $FW_t(Q_E,T)$, was defined in the form of the product $M_t[Q_E,T]$, described by the dependency (7), and by the component \hat{Nt} (*T*) which represents the expected value of the number of all maximal phenomena registered in the window *T*.

$$FW_t(Q_E, T) = M_t(Q_E, T) \cdot \hat{N}_t(T)$$
(8)

The $\hat{Nt}(T)$ component is estimated based on time intervals between the phenomena ($\zeta = U$), dividing the size of the window T by the expected value m_u described by dependency (4) – then we obtain the following:

$$\hat{N}(T) = \frac{T}{\Gamma(\hat{\gamma}^{-1})} \hat{\gamma} \cdot \hat{\lambda}^{-\frac{1}{\hat{\gamma}}}$$
(9)

where variables with hats are estimators of parameters λ and γ , determined on the basis of time intervals between the phenomena included in the window *T*.

The above quantities are estimated in the moving information window T with step d, achieving the function variability waveform (8) dependent on time $FW_t(Q_E,T)$. This function is sampled evenly with the step d. The time t is a real time determined as a moment of the right edge of the window T, so all phenomena included in the window T have occurrence times smaller than t. In comparison with the classic definition in the form of probability $R_t[Q_E,T]$, the function (8) is characterized by significantly higher resolution. This is caused by the component $M_t[Q_E,T]$, which increases monotonically for the increasing values of the argument, much faster than the probability $R_t[Q_E,T]$. The second component of this function, $\hat{Nt}(T)$, representing the emission activity in the window, describes its drop caused by a stop in the rock mass movements and preceding the moments of rock bursts.

It is sound to say that statistical analysis of the values of seismic-acoustic emission maximal phenomena with the use of the hazard method enables to identify processes which happen in the period preceding the moments of rock bursts. These processes are the following: increasing volume of the phenomena and the effect of stopping the movements in the rock mass. Figures (1) and (2) feature the waveforms of the discussed function $FW_t(Q_E,T)$, estimated based on seismic emission registered by means of a seismicacoustic system.

In Fig. 1 it is possible to see that the moment of the rock burst t_{ws} occurs after the function maximum. It means that the rock burst caused the rock mass relaxation, while the function values dropped to the background level. This is classic behaviour of a function describing rock burst hazards.



Fig. 1 Waveform of risk function $FW_t(Q_E, T)$ illustrating a situation when the moment of rock burst t_{ws} occurs after the function maximum



Fig. 2 Waveform of risk function $FW_t(Q_E, T)$ illustrating a situation when the moment of rock burst t_{ws} occurs before the function maximum

Figure 2 features a situation when the rock burst moment t_{ws} occurs before the function maximum. The situation happens when a rock burst with relatively low energy does not cause rock mass relaxation and the function values keep on increasing It is not until a high-energy rock burst occurs after the function maximum, that there is rock mass relaxation and its drop to the background level. Finally, it is necessary to explain that, contrary to "seismic risk" which is a global term in seismology, the term of "function risk" is local and is a real-time function.

5. CONCLUSIONS

The objective of the article is to present possibilities to assess the rock burst moment. The assessment is conducted on the basis of a risk function which describes the rock burst hazard. The issue is solved with the use of the hazard method which is based on a statistical analysis of the energy of seismic emission maximal phenomena, i.e. the phenomena of maximal energy. The analysis of the hazard is carried out on the basis of data collected from time intervals (windows) of several hours. The authors presented a model of a function describing the rock burst hazard process in real time. The function is described by means of the hazard parameters which are determined on the condition that the energy of seismic phenomena exceeds the assumed threshold level. Its values increase monotonically along with the increase of stresses. This shows that the moments of rock bursts occur after the function maxima, provided that the bursts cause the rock mass relaxation. In the case of increasing values of stresses, the function has an increasing waveform until the fracturing process is finished. This moment can be interpreted as a time of the rock burst occurrence, on the condition that the burst caused the stresses to drop to the level below the value of the rocks critical strength. The moment always occurs after the function maximum. However, there may be cases when the bursts occur before the function maximum. It happens when the bursts do not cause the rock mass relaxation and the values of stresses keep on increasing along with the values of the hazard function. Such situations were depicted in Fig. (1) and (2), which feature examples illustrating the risk function waveform. The results presented in this article show, in compliance with Fig. (1) and (2), that the hazard begins to increase from over a dozen to several dozen hours before the moment of the rock burst. After the rock burst causes relaxation, the hazard drops to the background level within a few hours and the next burst will not happen until the risk function increases again. This assumption is confirmed by many researchers in such works as: [3], [4], [5], [6], [7], [14], and [8]. The moment of the rock burst is a random variable and its value, with certain probability, is included in the confidence interval. Thus, the interval between the maximum time and the rock burst moment depends on the confidence interval and the window size. Based on the deliberations presented in the article, one can conclude that reliable assessment of rock burst hazard and the actual moments of rock bursts is possible only on the basis of the analysis of low-energy seismic emission, registered in the INGEO system.

Finally, it is important to note that research within this range should be continued as it contributes to better work safety and uninterrupted exploitation. In addition, based on the analysis of the risk function waveform it is possible to assess the volume of waiting time after the burst.

References

- Cianciara A.: System of Monitoring Strong Tremors Occurence on the Base of Analysis the Seismoacoustic Emission. The doctor's dissertation, Library of AGH Kraków, 2000.
- Cianciara, A., Cianciara, B.: The issue of geodynamics processes identification caused by mine exploitation. Geoinformatica Polonica, 2004, 6, s. 17-32.
- Cianciara, A., Cianciara, B., Takuska-Węgrzyn, E.: A Method of Evaluating the Threat of Tremors on the Basis of an Analysis of the Degree of Non-homogeneity of the Seismoacoustic Emission Process. Archives of Mining Sciences, 2004, 49(3), pp. 405-416.
- Cianciara, A., Cianciara, B.: Method of Evaluation of Mining Tremors Prediction on the Basis of the Analysis of Asymmetry of Seismoacoustic Signals Emission. Archives of Mining Sciences, 2005, 50(3), pp. 317-326.

- Cianciara, A., Cianciara, B.: The Meaning of Seismoacoustic Emission for Estimation of Time of Mining Tremors Occurrence. Archives of Mining Sciences, 2006, 51(4), pp. 463-575
- 6. Cianciara A., Cianciara B., Isakow Z.: Sposób monitorowania zagrożenia tąpaniami oparty na analizie emisji sejsmoakustycznej metodę hazardu sejsmicznego. (Monitoring rock-burst hazards based on the analysis of seismic-acoustic emission with the use of the seismic hazard method). Mechanizacja i Automatyzacja Górnictwa, 2006, 10, pp. 5-11.
- Cianciara A., Cianciara B.: Method of predicting tremors on the basis of seismic emission registered in exploitation workings. Tectonophysics, 2008, 456(1), pp. 62-66.
- Cianciara, A.: Possibilities of Tremor Risk Level Predicting Based on the Rock Mass Cracking Process Analysis. Archives of Mining Sciences, 2010, 55(1), pp. 115-122.
- Goszcz A.: Elementy mechaniki skał oraz tąpania w polskich kopalniach węgla i miedzi (Elements of rocks mechanics and rock bursts in Polish coal and copper mines).. PAN IGSMiE Kraków, 1999.
- Jaeger C., Cook N.G.W.: Fundamentals of Rock Mechanics. London Chapman and Hall, 1969.
- Kowalenko I. N., Kuzniecow N. J., Szurienkow W. M.: Procesy stochastyczne (Stochastic processes). PWN, Warszawa, 1989.
- 12. Lomnitz C.: Global Tectonics and Earthquake Risk. Elsevier, Amsterdam, 1974.
- Lasocki S.: Weibull distribution as a model for sequence of seismic events induced by mining. Acta Geophysica Polonica, 1993, 41(2), s. 101-111
- Papoulis A.: Probability random variables and stochastic processes. WNT, Warszawa, 1972.
- Silverman, B.W.: Density estimation for statistics and data analysis. Chapman and Hall, London, 1986.
- Takuska-Węgrzyn, E.: Application of statistical methods for evaluation of rock-burst risks in copper ore mine conditions. Archives of Mining Sciences, 2008, 53(1), pp. 23-30.

The article was prepared as a result of the INGEO project: Innovative methods and system to assess rockburst hazard based on probabilistic analysis of the fracturing process and online geo-tomography. The project was co-financed by the National Centre for Research and Development within the Applied Research Programme, agreement No PBS2/B2/8/2013.

> BOGDAN CIANCIARA, Ph.D., D.Sc. ZBIGNIEW ISAKOW, Ph.D. KAZIMIERZ SICIŃSKI {Zbigniew.Isakow,K.Sicinski}@ibemag.pl Institute of Innovative Technologies EMAG ul. Leopolda 31, 40-189 Katowice

> ALEKSANDER CIANCIARA, Ph.D. alexc@geol.agh.edu.pl Department of Geoinformatics and Applied Computer Science AGH University of Science and Technology al. A. Mickiewicza 30, 30-059 Krakow

Input signals disturbances of controllers in a field-oriented control system with a slip-ring motor and their impact on rotational speed

In the article the authors investigated a field-oriented control system with a slip-ring shaded-pole motor. Additive disturbing signals were introduced into input signals of the control system controllers. The rotational speed waveform was observed as an output of the system. Disturbing signals were sine-wave signals with known frequency. The field-oriented control system was parametrically optimized with the use of an evolutionary algorithm. The testing was carried out with the use of the MATLAB/Simulink software.

Keywords: slip-ring motor, field-oriented control, distortion, sine wave

1. INTRODUCTION

The rotational speed of modern control systems is controlled by vector controllers [2, 3, 4, 7, 8, 10, 12]. These controllers offer higher dynamics of the system than scalar controllers. Nowadays, the following vector control methods are used: direct torque control (DTC) [7, 8, 10] and field-oriented control (FOC) [3, 4, 5, 7, 8, 10]. The research described in the article is focused on a FOC system. This system has a number of variations. For further analysis the authors selected a direct field-oriented control (DFOC) system with PI linear controllers (two current controllers, magnetic torque controller, electromagnetic flux controller, and rotational speed controller). In the process of evolutionary parametrical optimization 10 parameters of the controllers were calculated (5 PI controllers boosting parameters and 5 coefficients dependent on integral action times of PI controllers in a control loop) [3, 4, 5].

2. TESTED CONTROL SYSTEM

The DFOC system is presented in Fig. 1.



Fig. 1. Direct field-oriented control system (DFOC) [3, 4, 5, 7, 8, 10]

Symbols in the figure stand for the following:

- ω_s set rotational speed of the controlled induction motor,
- OS electromagnetic flux weakening module, F – inverter,
- PI linear PI controllers
- U_d reference voltage of the F inverter,
- u, i voltages and phase currents of the induction motor,
- ω current value of the slip-ring motor rotational speed,
- $\cos \gamma_s$, $\sin \gamma_s$ cosinus and sinus of the angle needed for the transformation from the xy to the ABC system,

- Ψ_s estimated value of the magnetic flux of the motor,
- m_e estimated value of the electromagnetic torque of the motor,
- $M \hspace{0.1in} low \hspace{0.1in} power \hspace{0.1in} induction \hspace{0.1in} motor,$
- T tachogenerator.

What is characteristic of this system is the fact that the sinus and cosinus of the γ_s angle are calculated based on the measurements of phase currents and voltages and based on the mathematical model of a slip-ring shaded-pole motor (the mathematical model parameters of the this motor were calculated earlier by a different evolutionary algorithm [7, 8, 10]). The process of parametric optimization [11] was conducted with the use of an evolutionary algorithm. The calculations of parameters required for the controllers were made [3, 4, 5]. The results of these calculations can be seen in Table 1.

Table 1.Calculated settings of PI controllers of the DFOCsystem, with the use of an evolutionary algorithm

K _{p,1}	K _{p,2}	K _{p,3}	K _{p,4}	K _{p,5}	T _{p,1}	T _{p,2}	T _{p,3}	T _{p,4}	T _{p,5}	F _t [rotations /min]
2.00	5.00	5.00	9.00	15.0	0.40	0.30	2.00	0.10	0.10	2.27*10 ⁵

Symbols used in the table:

- $K_{p,1}$ boosting of the current controller in the control loop of the magnetic flux,
- $K_{p,2}$ boosting of the current controller in the control loop of the speed controller,
- $K_{p,3}$ boosting of the magnetic flux controller,
- $\vec{K_{p,4}}$ boosting of the electromagnetic torque controller,
- $K_{p,5}$ boosting of the rotational speed controller,
- $T_{p,1}$; $T_{p,2}$; $T_{p,3}$; $T_{p,4}$; $T_{p,5}$ coefficients dependent on integral action times of the controllers in the control loop, as above.
- F quality criterion which is a total of modules of differences in the value of rotational speed generated on the basis of current settings of controllers and the value of rotational speed set to the control system in discrete moments of time (simulation time step – 0.001 s, simulation time – 5 s).

The processes set for the described control system were the following:

- step change of rotational speed which was to be executed by the DFOC system,
- step change of load torque after the rotational speed sets in.

Ideal waveforms of rotational speed (Fig. 2): the set process (b) and the process executed by the control system (a).



Fig. 2. Waveforms of rotational speed: the set process (b) and the process executed by the control system based on the calculated parameters of PI controllers (a)

So far the calculations have been focused on proper and sub-optimal calculation of settings of PI controllers for different versions of the FOC system and for different motors (squirrel-cage, slip-ring shaded-pole motors) [1, 2, 3, 4, 5, 9, 10]. The impact of different evolutionary algorithm parameters on the obtained evolutionary results was investigated. Further in the work the authors tested the impact of sine-wave disturbances introduced to input signals of a control system on output waveforms (rotational speed waveform and electromagnetic torque waveform). These tests were based on simulations carried out with the use of MATLAB/Simulink.

3. TESTING DFOC RESISTANCE TO SINE-WAVE DISTURBANCES

A block diagram of each linear controller of the tested control system can be seen in Fig. 3. Here an extra input was assumed through which a sine-wave disturbing signal entered. This signal was then added to the input signal of a linear controller. The impact of such disturbances on the system dynamics [6] (Fig. 3) was tested with the use of a known-amplitude sine and frequency as an additive component of the controller input signal.



Fig. 3. Diagram of the controller with sine-wave disturbances in the input signal: U_{we} – input signal of the controller; U_{wy} – output signal of the controller: K_p – controller boosting; T_p – coefficient dependent on integral action times

n

The system was tested in the following manner: an additive sine-wave disturbing signal was introduced to all controllers simultaneously, then rotational speed waveform and electromagnetic torque waveform were observed,

The output measure was the mean absolute percentage error (MAPE) expressed by a commonly known formula [3, 5]:

$$MAPE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} \left| \frac{x_{zi} = x_i}{x_{zi}} \right| 100\%$$
(1)

where:

MAPE – value of mean absolute percentage error,

- number of moments of time in which the values of errors were calculated (n = 5000, $\Delta t = 0.001$ s),
- x_{zi} set value of rotational speed measured in the successive i-th moment of time,
- *x_i* output value of the FOC control system in the successive moment of time *i*.

The calculation results are presented in Table 2. Selected waveforms of rotational speed to be conducted by the DFOC control system with a slip-ring shaded-pole motor can be seen in Fig. 5-7.



Fig. 4. Dependency of the parameters of an additive sine-wave disturbing signal (frequency f and the contents of this disturbing signal in the basic signal MAPE_{IN}) on the level of disturbances in the output signal MAPE_{OUT}



Fig. 5. Response of a control system with introduced additive disturbing signals for 1Hz on the level b - 10%; c - 50%; d - 100% for the set step of rotational speed and load step in the 4th second of simulation – a



Fig. 6. Response of a control system with introduced additive disturbing signals for 1Hz on the level b - 10%; c - 50%; d - 100% for the set step of rotational speed and load step in the 4th second of simulation – a



Fig. 7. Response of a control system with introduced additive disturbing signals for 1kHz on the level b = 10%; c = 50%; d = 100% for the set step of rotational speed and load step in the 4th second of simulation – a

4. CONCLUSIONS

A non-zero average value of the absolute percentage error of the output quantity of the system with no introduced disturbances results from the fact (Fig. 2) that the set value of the rotational speed is not equal to the value of the rotational speed conducted by the control system. In the case of a control system with no disturbing signals introduced, there is a minimal overshoot and the control time does not exceed 0.5 s. In the 4th second the system was loaded with an external torque and the system responded with immediate stabilization of rotations. After the disturbances were introduced to internal signals of the control system, the system behaved similarly up to the disturbance level of 50%. Above this level of the $MAPE_{IN}$ value, the system was unstable and there were visible vibrations of the rotational speed. This effect was characteristic of low frequency values, up to 1 kHz. The lower was the frequency of additive disturbing signals, the more unstable was the system (Fig. 4, 5). Therefore it is possible to deduct the following: the DFOC system tolerates sine-wave additive disturbing signals up to the value of their 50% content and is stable. Once this boundary is crossed, the machines will wear out more quickly and their operations will be unexpected.

Bibliography

- Głowacz A., Głowacz Z.: Diagnostics of induction motor based on analysis of acoustic signals with application of FFT and classifier based on words. Archives of Metallurgy and Materials 55(3), 707 – 712, 2010
- Hudy W.: Analysis of parametric optimization of field-oriented control of 3-Phase induction motor with using evolutionary algorithm, Transactions of the VŠB – Technical University of Ostrava, Mechanical Series 2(59), art. No. 1959, 2013

- Hudy W., Jaracz K.: Wpływ rodzaju wskaźnika jakości na sygnał prędkości obrotowej w układzie DFOC przy wprowadzonych sygnalach zakłócających (Impact of quality coefficient type on rotational speed signal in DFOC system with introduced disturbing signals), 40th Conference ATI'2015 Automation, Telecommunications, Information Technology, Szczyrk, 245-252, 2015
- Hudy W., Jaracz K.: Evolutionary operators impact on results of evolutionary parametric optimization of FOC system with induction motor, 39th Conference ATI'2013 Automation, Telecommunications, Information Technology, Zakopane, 2013
- Hudy W., Noga H.: Influence of various types of interference of entry signals' of regulators type pi in field oriented control system with induction motor on initial rotational speed. 2014 International Conference on Energy Materials and Environment Engineering ICEMEE 2014, Guangzhou, China
- Jaracz K.: Rozszerzone modele wrażliwości maszyn prądu stałego przy zakłóceniach niezdeterminowanych (Extended models of DC machines sensitivity with undetermined disturbances), Scientific Publishing WSP, Kraków 1998
- Kaźmierkowski M.P.: Porównanie metody sterowania polowozorientowanego z metodą bezpośredniej regulacji momentu silnika klatkowego (Comparison of field-oriented control method with the method of direct control of the squirrel-cage motor torque). Electrotechnical Review 4(98), Warszawa, 1998
- Leonard W.: Control of Electrical Drives. Springer Verlag, Berlin 1985
- Miksiewicz R.: Maszyny elektryczne (Electrical machines). Silesian University of Technology Press, 2000
- Orłowska-Kowalska T.: Control systems of the induction motors without sensors. Wrocław University of Technology Press, Wrocław, 2003
- Vítečková, M., Víteček, A.: Vybrané metody seřizování regulátorů. VŠB-TU Ostrava, 2011
- Walek, B., Farana, R.: A tool for searching in information systems under uncertainty. AIP Conference Proceedings 1(1738), 2016

WIKTOR HUDY Ph.D. KRZYSZTOF PYTEL D.Sc., Ph.D. KAZIMIERZ JARACZ D.Sc., Ph.D. Institute of Technology Pedagogical University of Cracow ul. Podchorążych 2, 30-084 Kraków {whudy,kpytel,jaracz}@up.krakow.pl

Analyses of parabolic processes to assess mapping stability of mining area ground dislocations in the INGEO system

The article features deliberations concerning the analysis of the following in the homomorphism of processes: deformations corresponding to the medium (rock mass) vibrations which generate physical threats in the subarea of topological transformations. Here, the basic issue is deformation mapping applied to model the dislocation processes related to the paraseismic process. Time dependencies are characterized by structure and dynamics of the processes. The damage of the part of the rock mass near the exploited deposit causes deformations and, most frequently, topological transformation of successive layers. Quite often rock bursts are generated, which is related mainly to the exceeded boundary states of the medium. Here it is very important to have measuring information about the medium transformations. In addition, it is necessary to define parameters and measures that characterize the anisotropy of the rock mass structures. The research within the INGEO project was focused on solutions based on the adaptation of the parabolic differential description supported by monitoring a concrete physical dislocation process. The mapping state of the process trajectory was distinguished in the deformation space by means of mathematical algorithms. Numerical modelling of deformation fields was supported by GPS sensors (innovative direct monitoring), on-line GNSS technology, and compaction sensors with a view to measuring complex dislocation fields. This solution is a new technology. A parametrically optimized model adequately illustrates a standard (measurement results) layout of vertical dislocations.

Key words: parametric estimation, parabolic model, on-line measurements, deformation process, trajectories, random phenomena

1. INTRODUCTION

Underground exploitation of a deposit breaches the original state of stresses in the rock mass surrounded by excavations. As a result of that, the roof layers get damaged causing dislocations in the medium located above the roof. In extreme cases the process results in energy accumulation and release in the rock mass as well as rock bursts which may often have devastating consequences. For many years Polish coal mines have used intrinsically safe regularly improved systems to assess rock bursts hazards, such as ARAMIS and ARES, described in [4], [5], and [6]. These systems make use of the analysis of vibrations registered in the rock mass.

The innovative INGEO system, which has been designed to assess rock burst hazards too, has an extra feature which enables to register deformations of excavations in the exploited area and to register, with precision, surface deformations in the area above the advancing longwall.

Processes are empirical facts which reflect changes in the successive stages of the phenomenon development and are an important source supporting scientific research. Geodetic observations of dislocations of particular points of the ground surface are the basis to estimate transformations of the subarea. However, they are not enough, as they often do not describe satisfactorily the complexity of the rock mass destruction processes [12].

The basic procedure to come to general physical laws is reasoning by interpolation of the experiment results [2]. When analyzing the transformation process of the medium, generated by underground exploitation, the most frequent procedure is to follow the scheme: hypothesis – problem formulation – model. The subject of deliberations is modelling the process of the rock mass points dislocation in the area impacted by underground exploitation.

Fast or short-term processes are usually subject to monitoring methods (goafs, rock bursts). Slow and long-term processes can be both monitored and modelled as post-mining dislocation processes. These procedures allow to carry out T-optimization to select a model that would well illustrate the analyzed process.

It is an exaggeration to think that the model would suit the data perfectly – due to many reasons. Even if the model suits the data, it still does not mean it is an adequate one. The dislocation field observed in terms of quantitative characteristics (measurements) is non-linear and randomly disturbed. Thus for different subsets of the experiment results the global minimum of the loss function is not fulfilled. The essence is an emergent (multiple) complexity here [9].

2. PROBLEM CHARACTERISTICS

The objective of the project was to make use of state-of-the-art achievements of today's engineering to create a base of modern solutions in the range of multiple analyses of environment transformations oriented towards sustainable development and improvement of the analyzed subspace quality.

Thus the authors presented techniques for monitoring and modelling environmental changes in the conditions of associated hazards: vibrations and dislocations. The issue of monitoring was described thoroughly, e.g. in [4]. The work [13], in turn, features medium dislocation processes with state coordinates as a transformation of one state into another through the medium destruction. In general, the knowledge is provided by the so called Reynolds transport theorem. The whole information about the vector field is carried by the *n* number of the X_i functions whose value encodes the value of the vector co-ordinates

$$X(x) = X_i(x) \cdot \frac{\partial}{\partial x_i}$$

Modern technological development requires more and more precise mathematical models along with more and more precise information about phenomena that surround us. Adequate knowledge in this respect will allow to predict the process and consequences of the analyzed phenomenon in different conditions, controlled by humans or uncontrolled. If physically located points of the subarea are not stable, in order to illustrate this movement we make use of a common topological fact that continuous and injective mapping of the metric compact space is homeomorphism onto its own image (measurement) [1]. Then, if one of the matrix eigenvalues has a positive real part, the stationary point x_0 of the analyzed subarea is not Lyapunov stable.

The scientific and research operations, most of them innovative, carried out in the project improve the efficiency of modelling the rock mass destruction processes. Innovative technologies for measuring the state of the medium (the real scene) allow to adapt the models, in a sense of providing optimal new definitions and adjusting existing solutions for the assessment of the environmental hazard. The measurements of the real scene are understood in a wider sense than just acquiring numbers. After all, these are quite complicated processes investigated as a mixture of clear situations. As a result of that we come to the terms of eigenstates, eigenvalues and eigenfunctions.

Formally, it is possible to write a measurement mapping f_y as a compound of the following states:

$$f_y = k \circ m \circ s$$

where:

- k function mapping X into the space Ω of objects of cognition.
- m function describing the actual measurement, i.e. assigning $\omega \in \Omega$ to objects of cognition
- *s* scaling function.

If a point of the medium (surface) in \mathbb{R}^{2+1} (X, Z; t) moves due to the developing exploitation, then, phenomenologically, something like a moving vector appears. Is it possible to determine (with no references to the measurement) the movement of the point if the movement trajectory is not unequivocally determined? This is an open issue both in terms of differential geometry and field theory [12], [14].

Point dislocation trajectories $w_i(x,t)$ or $u_i(x,t)$, determined by means of measurements, are different for significantly different points in space with the probability approaching 1. The measurement results deter-

mine "narrow" number intervals while the transformation functions "f" are regular. If the U field is adequately smooth (e.g. of C¹ class), the initial problem is well set locally. This means that for each point $x \in M$ there is locally a single integral curve $f_x(t)$, i.e.

$$\langle -\varepsilon, \varepsilon \rangle \supset t \to f_x(t) \in M$$

starting from this point, i.e. fulfilling the initial condition $f_x(0) = x$.

The distribution of stresses in the rock mass where exploitation is carried out depends on the conditions existing in the primary state (before mining works began) and on geo-mechanical conditions of the conducted exploitation, such as the neighbourhood of goafs or the direction of the exploitation advance with respect to quasi stable zones. Therefore the mapping state of the process trajectory can be distinguished in space by means of mathematical algorithms.

3. MODELLING AND ANALISYS OF DISLOCATION PROCESS

The research concerned solutions based on the adaptation of the monitoring-supported differential description to the mapping of a concrete physical process. The authors worked out models and algorithms describing the rock mass deformations in the underground exploitation area.

Information about the state of the rock mass destruction is provided by a mathematical model whose parameters are known in detail and information acquired from measuring devices is precise too. The model formula and measurement errors make it necessary to characterize the modelling quality [7]. Modelling a process in relation to the location algorithm of a certain (satisfactory) number of measuring devices allows to obtain enough knowledge to define the deformation subarea. Thus the solutions were oriented towards the support of environmental revitalization operations and security of the people.

Let $\Omega \in topR^n$ denote the space where the process of mining dislocations takes place, while ω stands for the surface which limits the given space. The elementary stream of released energy of the balanced system runs through the $d\vec{\omega}$ elements [14], i.e.:

$$du = -\Phi d\vec{\omega}$$

 $d\vec{\omega}$ – surface element treated as vector \perp to $\omega d\vec{\omega}$

The local measure of the dislocation field heterogeneity is its gradient Φ defined by Fourier's law:

$$\Phi = a \cdot \nabla u$$

The dislocation field, generated by mining exploitation, can be described [14] with the use of differential formulas, i.e.:

$$\frac{\partial u(x,t)}{\partial t} = \Im\left(x,t,u,\frac{\partial u}{\partial x_1},\frac{\partial u}{\partial x_2},\frac{\partial^2 u}{\partial x_1^2},\frac{\partial^2 u}{\partial x_2^2},\Theta\right)$$
$$f\left(x,t,u,\frac{\partial u}{\partial x_1},\frac{\partial u}{\partial x_2},\Theta\right) = 0$$
$$u(x,0) = u_0(x)$$
(1)

where:

 $\Omega \in (a,b) \times (0,T), \partial^{2}\Omega$ $\Omega \qquad - \text{ two dimensional coherent and lim$ $ited area $\Omega \in R^{2}$,}$ $u = u(x,t) \qquad - \text{ state variable,}$ $\Theta = (\theta_{1},...,\theta_{m}) - \text{ vector of parameters; } \Theta \in R^{m}.$

The estimation accuracy of parameters Θ depends on the location of observation points. Here it is important to select observation spots of a system with spatiotemporal dynamics [8]. The observed dislocation field is non-linear and is randomly disturbed due to the heterogeneity of the rock mass structure. So the field of the subarea dislocation $u(x,t) = u^{pom}(x,.)$ observed with respect to measurements is loaded.

$$E\left\{\varepsilon\left(x^{j},t\right):=0\right\}$$
$$E\left\{\varepsilon\left(x^{j},t\right):\varepsilon\left(x^{j},\tau\right)\right\}=\sigma^{2}\cdot\delta_{ij}\cdot\delta(t-\tau)\right\}$$

 $\delta_{ij} \cdot \delta(t-\tau)$ – respectively Kronecker delta and Dirac delta, $\{\varepsilon(x^j, t)\}$ – measurement noise.

Estimators of parameters:

$$\hat{\Theta} = \arg\min_{\theta \in \Theta} \sum_{j=1}^{m} \sum_{i=1}^{n} \left[y_{i}^{j} - \hat{u} \left(x^{j}, t_{i}; \theta \right) \right]^{2} \text{discreet measurement}$$

$$\hat{\Theta} = \arg\min_{\theta \in \Theta} \sum_{j=1}^{m} \int_{0}^{t} \left[y^{j} - \hat{u} \left(x^{j}(t), t; \theta \right) \right]^{2} dt \text{ continuous measurement}$$

$$(2)$$

The estimate $\hat{\theta}$ depends on the location of sensors x^{i} . This fact justifies the need for optimal selection of the sensors location that would maximize the accuracy of the received parameter estimates. The work [7] says that with sufficiently long observation the reverse FIM (Fisher Information Matrix) is an asymptotic matrix of the estimated parameters covariance – i.e. the measure of the estimates dispersion around the vector of the parameters real values. The sequence $\{x^{1},...,x^{l}\}$ signifies different places of measurements and a series of corresponding values $\{n,...,n\}$. We are building a dot matrix of the plan carrier. Then the matrix is defined as a set of the following pairs:

$$\xi = \begin{bmatrix} x^1, x^2, \dots, x^l \\ p_1, p_2, \dots, p_l \end{bmatrix}$$

where $p_i = \frac{r_i}{l}$

Let us assume that the state space is composed of a finite number of points $(x_0 < x_1 < ... < x_N) \subset R$ (discreet states). Differentiation is based on the fact that a process comes to the successive state. The points x_i can also describe selected groups of states. The model controlling the quality of the observed dislocation field distribution, also called multi-compartmental, has the following form [8]:

$$\frac{dm_i(t)}{dt} = a_i(t) \cdot m_i(t) + b_{i-1}(t) \cdot m_{i-1}(t) - b_i(t) \cdot m_i(t) \quad (3)$$

where:

- m_i number of points in the subarea corresponding to the state x_i ,
- a_i coefficient of population growth in the subarea *i* due to divisions inside the subarea

 b_i – differentiating rate.

As it was mentioned before, the estimation accuracy of the model depends on the location of measurement points in the given area – a non-linear loaded field. As measurement points are, as a rule, stationary, while observations are made in a finite number of measurement sessions t_1, \ldots, t_k , the following takes place:

$$u_k^j = u\left(x^j, t_k: \hat{\theta}\right) + \varepsilon(x^j, t_k) \underset{k=1, \dots, K}{\overset{j=1, \dots, n}{\underset{k=1, \dots, K}{\sum}}$$
(4)

 $\varepsilon(x,t)$ – measurement noise.

Numerical modelling of deformation fields emission was supported with the use of sensors – GPS receivers [3], [11], which were adapted to direct transmission – a new GNSS on-line technology, and with the use of compaction sensors for the measurement of complex dislocation fields, which is an innovative technology for determining the impact of particular factors as a whole of the dislocating rock mass structures. The conditions of consistency apply here: if there is no formula A, such that both A and the negation of A can be drawn from the axiom of the given theory by means of the related deduction system.

Algorithmic modelling procedures state the following:

- each state of exploitation development is a projection of the defining process,
- there is a transition between the states,
- previous state ← prefix(operator) → state of the successive event,
- initial state $l \neq 0$ is a process instance in the specification clause,
- final state $l_N \rightarrow \text{END}$ with no definition of successive actions.

4. MAPPING OF DISLOCATION PROCESS

In order to describe the process quantitatively according to the presented methodology and computational algorithms in the INGEO project, several computing experiments were conducted. The tests were related to a typical mining and geological situation, i.e. longwall exploited with a caving. The verification had a multi-thread character and referred to the assessment of the algorithms usefulness, description accuracy and impact of extra (boundary and initial) conditions on the mapping quality. Additionally, for each active process an edge of the dislocation field was generated.

The comparison of numerical simulations results and experimental measurements results is the basic phase of updating computational models [9].

4.1. Dislocation process model

Let (X, Σ_1) and (X, Σ_2) stand for sigma-algebras where:

X,Y – measurable sets, $\Sigma_1, \Sigma_2 - \sigma$ – algebras.

The statistics T: $(X, \Sigma_1) \rightarrow (X, \Sigma_2)$ is sufficient if and only if there are F – measurable functions g_{θ} ($\theta \in \Theta$) and Σ_2 measurable function h such that:

$$p_{\theta}(x) = g_{\theta}(T(x)) \cdot h(x)$$

The statistics T is sufficient if and only if the distribution density of the sample $(X_1, X_2, ..., X_n)$ can be presented in the following form:

$$f_{\theta}(x_1,\ldots,x_n) = g_{\theta}(x_1,\ldots,x_n) \cdot h(x_1,\ldots,x_n)$$

i.e. as a product of the function h dependent on the sample value but independent of the parameter Θ and the function g_{θ} which, in turn, is dependent on the parameter Θ and on the sample, but only through the value of the statistics T (factorization theorem).

Modelling is finding one and the best approximation of the process:

$$O_X = F(X, \Theta) \tag{5}$$

Increasing the accuracy of integration in time (1, 6) does not require extra restrictions with respect to time and space. It is possible thanks to the use of the midpoint method (calculating a central derivative in 2 points which gives much higher precision) – Crank-Nicolson method.

$$\frac{\partial u(x,t)}{\partial t} = \eta \cdot \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial x^2} \tag{6}$$

Approximation of the solution

$$u = u_0 \left[\frac{x}{l} + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{2}{i \cdot \pi} (-1)^i \cdot \sin\left(\frac{i \cdot x}{l}\right) \cdot \exp\left(\frac{-i^2 \cdot \pi^2 \cdot k \cdot t}{l}\right) \right]$$
(7)

The probability of generating the observation vector O_t by the model *M* is carried out as follows:

$$P(O_t|\mathbf{M}) = P(O_{t1}|\mathbf{M}) \cdot P(O_{t2}|\mathbf{M}), \dots, P(O_{ts}|\mathbf{M})$$
(8)

4.2. Deformation process – 3D mapping

3D presentation of modelling results ensures the following restitution: a set of 3D projections $\xrightarrow{restitution} \rightarrow object$ with the possibility to analyze its geometric quantities with respect to improper elements which constitute the projective space. Each 3D object consists of many surfaces – digital edition of a picture. Proper mapping is difficult since it must ensure that the axes of rectangular spatial coordinates are mapped onto any concurrent straight lines – this allows to select any axonometric system $\leftarrow \frac{Pohlke's theorem}{Pohlke's theorem}$ (dimetric projection).

Figures and diagrams below feature sample modelling results, also in 3D.



Fig. 1. 3D vertical dislocation – rock mass (40 m above the deposit)



Fig. 2. 3D vertical dislocation – land surface



Fig. 3. Vectors of 2D horizontal dislocations – rock mass (40 m above the deposit)



Fig. 4. 3D decline of the land - surface



Fig. 5. 3D horizontal deformations – land surface

4.3. Geodetic observations of the mining land dislocation field

Geodetic observations within the INGEO project included the analysis of height changes of land surface points, for the points located within the mine exploitation area, in the zone of underground exploitation impact.

Due to a very small impact of the rheological factor in the deformation process, the issue of describing unidentified subsidence troughs can be assigned to the mapping of identified subsidence troughs with respect to the impact of the exploitation direction and succession on their shape.

The installed measurement network enables to acquire information about the mining land deformations. The spots were located in a quasi-optimal manner – there were some points selected which have characteristic location in the given subarea. This allowed later estimation of the process in any point of the analyzed area.

The designed measurement grid enabled to observe the dislocation field. Measurement points were distributed about 25 m from one another. The location of measurement points in the grid and their density was laid out to enable the following:

- to determine the spatial variability of the deformation field,
- to estimate dislocations beyond measurement points and in other moment of time,
- to determine the probability of assigning a given point or area to a certain threat category of the mining area as well as the probability of exceeding the threshold value.

In order to detect the edge of the deformation subarea, an analysis of local derivatives is conducted. The first and the second derivative of the field mapping were used to detect the edge, The gradient of picture I in the point (x, y) is a vector determined by the following formula:

$$\nabla I(x, y) = \begin{bmatrix} G_x \\ G_y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial U(x, y)}{\partial x} \\ \frac{\partial U(x, y)}{\partial y} \end{bmatrix}$$
(9)



Fig. 6. Section of a mining excavations map, measurement and mapping of dislocations



Fig. 7. Comparing the results of modelling and monitoring the process of vertical dislocations

5. VISUALIZATION OF RESULTS OF GNSS ON-LINE DISLOCATION MONITORING

Geodetic measurements on mining areas are the basic source of information about land deformations, including dislocations. The monitoring process of the mining area should be understood as an innovative control and measurement project with a view to verifying the deformation state of a concrete mining subarea. In addition, it is the basis to analyze topological transformations of the given region [3], [11] to be verified by the INSAR method [10].

Observation equation of the phase has the following form:

$$\Phi = \frac{f \cdot d}{c} + f(dt - dT) - \frac{f}{c}(d_{trop} - d_{jons}) + N + \varepsilon_{\Phi} \quad (10)$$

where:

- Φ measured phase,
- N initial indeterminacy of the phase measurement,

f – carrier wave frequency,

- ε_{Φ} phase measurement error,
- *d* distance between receiver antenna and satellite,

dt – offset of satellite clock,

dT – offset of receiver clock,

 d_{jons} – ionospheric delay,

 d_{trop} – tropospheric delay,

c – light speed,

 e_p – pseudorange measurement error.

Pseudorange observation equation has the following form:

$$p = d + c \cdot (dt - dT) + d_{trop} + d_{jons} + \varepsilon_p \qquad (11)$$

where:

p – measured pseudorange,

d – distance between receiver antenna and satellite,

 ε_p – pseudorange measurement error.

Office software Trimble was used during the experiments.

The operations of the monitoring system are executed by the following modules:

- GNSS (GPS) data post-processing module for short and long vector solutions (base lines),
- Trimble RTK Engine module for RTK vector solutions up to 35 km,
- Network Motion Engine module for monitoring the GPS receivers network with the use of multistand determination,
- Rapid Motion Engine module which detects precisely the positions of antennas in the network

with a view to observing small and slow deformations and rare violent movements (e.g. landslides, bursts).

The most important results of GPS-based dislocation monitoring in the INGEO project are the following visualization forms of results sets:

- a complete view of satellites in the sky, accessible to be observed from available antennas,
- diagrams of 3-directional dislocations (deformation monitoring),
- history of dislocations of points with installed GPS antennas in a horizontal plane, with respect to the observation point (Scatter Plot).

The presented diagrams feature 3D visualizations of dislocations increase on tower tops with respect to the location of the installed GPS antennas at the moment when the results of dislocations measurements, made in the GPS technology, start to be registered.

3D dislocation diagrams were assigned the following colours:

- $-\Delta$ Northing northern direction of dislocation,
- $-\Delta$ Easting eastern direction of dislocation,
- $-\Delta$ Height vertical direction of dislocations (change along the height of the tower).

Let the trajectory of dislocation between the neighbouring moments of time be described by a general expression:

$$u = U_0 \ln\left(\frac{t}{\beta}\right) \tag{12}$$

while between points $u_i(t_i)$ and $u_{i+1}(t_{i+1})$ let the trajectory of dislocation be a linear approximation:

$$u^{l} = \frac{\left(t - t_{i}\right) \cdot \left(u_{i+1} - u_{i}\right)}{\left(t_{i+1} - t_{i}\right)}$$
(13)

The average error resulting from the adopted linear approximation from the real value on the section between u_i and u_{i+1} is as follows:

$$dt_{i} = \frac{1}{(u_{i+1} - u_{i})} \cdot \int_{i}^{i+1} (u - u^{l}) d\tau \qquad (14)$$

Please note that it is possible to extend the monitoring system of the reference station with respect to the ASG Eupos station through buying one licence of the T 4D Control software.

An important element of GPS-based dislocation monitoring is its confirmed utility, i.e. continuous visualization of the mining subarea dislocations, as well as the utility in the form of the GPS RTK supported measurements on the measurement lines of local geodetic networks located in mining areas.



Fig. 8. Dislocation trajectories: ΔN ; ΔE ; ΔH of a point in the period 22.03.2016 ÷ 28.04.2016



Fig. 9. 2D dislocations diagram (E,N) of the GPS antennas installation point in the period $24.09.2015 \div 28.04.2016$



Fig. 10. Sample 2D dislocations diagram (E,N) for the tested shaft – 28.04.2016 (with synchronization timing $\Delta t = 0.25 h$)

2D registrations made within 2 months (24.02 – 28.04.2016) show that the range of trajectory field (the tower top of the considered shield) comprised the following area: towards N = 11 mm, towards E = 9 mm.

6. CONCLUSIONS AND REMARKS

For the real (dislocation) process U with càdlàg trajectories we formulated and analyzed the issue of modelling a process whose trajectories should be uniformly close to the trajectories of the U_p (observed) process.

Based on the conducted geodetic measurements, GNSS on-line technology and multiple formal analyses the following conclusions can be drawn:

- 1. The formulated model describing the evolution of post-mining dislocations operates on a decoupled physical field here linearization operations are used (integration, discretization, etc.). The solution does not take into account non-monotonic effects (upthrusts, discontinuities) typical of coupled fields. The model, optimized in terms of parameters, accurately maps the model (measurement results) distribution of vertical dislocations. Around the $\partial\Omega$ edge of the dislocation field the mapping results can be burdened with forced evolution of the "free" edge.
- 2. Mapping quality. Having different parameters of the distribution function and a proper model it is possible to estimate the data credibility. The validation was conducted of the software developed for the purposes of the analyses conducted in the INGEO project, comprising the modelling of deformation processes with the consideration of random disturbances. The validation confirmed the convergence of the achieved results with the data obtained due to the monitoring process of the rock mass located above the exploitation area.
- 3. The monitoring of the mining area conducted in the INGEO project should be understood as a state-of-the-art control and measurement undertaking for the verification of the deformation state of a concrete mining subarea. This is also the basis to analyze topological transformations of the given area. The monitoring was based on the solutions and modifications of the GNSS on-line measurement technology. The measurement technologies Time-To-First-Fix (TTFF) enable to improve the availability of the satellite signal in areas with environmental difficulties. This enables to depict trajectories and to search for a certain time-

dependent spatial measure. The presented modelling and monitoring methodology enables T-optimization in order to select a model that would approach the analyzed process.

- 4. An important new element of on-line dislocation monitoring in the GPS technology is its confirmed basic utility, i.e. on-line visualization of mining subarea dislocations, as well as the utility in the form of supporting the GPS RTK measurement of single objects and measurement lines of geodetic networks located in mining areas.
- 5. Currently, there are works conducted to analyze the results of research made with the use of a full stochastic model. The purpose is to acquire experiences helping to determine if it is possible to use the modelling and the developed models (considering random character of tested processes) for the prediction of threats caused by random phenomena, such as rock bursts. To get reliable results it is necessary to conduct observation for a longer time in relation to monitoring results with respect to the parameters of the observed bursts.
- 6. An attempt to associate dislocation and vibration processes is an innovative approach to model incomplete information about the processes preferences. The trade-off relation can be used for theoretical analysis of the decision making process with respect to the so called coalition processes.

Literature

- Adams R., Fournier J.: Sobolev Spaces. Elsevier/Academic Press, Amsterdam, 2003.
- Allemang R.J., Brown D.L.: A Correlation Coefficient for Modal Vector Analysis. Proceedings of the 1st International Modal Analysis Conference, s. 110-116, Orlando, 1982.
- Bosy J., Figurski M.: Problematyka opracowania obserwacji satelitarnych GPS w precyzyjnych sieciach lokalnych. (Satellite GPS observations in precise local networks), Wroclaw Agricultural Academy Publishing, Wrocław, 2003.
- Isakow Z.: Safecomine intrinsically safe system for monitoring of hazards in mines related to disturbance of the strata and environment equilibrium. Proceedings of 7th International Symposium on Rockburst and Seismicity in Mines, Dalian, Chiny, 2009, pp. 1045-1056.
- Isakow Z.: Systemy do oceny zagrożeń sejsmicznych w kopalniach. Cz. 1. (Systems for assessment of seismic threats in mines, Part. 1). Mechanizacja i Automatyzacja Górnictwa, 2004, 4/399, pp. 5-18.
- Isakow Z.: Systemy do oceny zagrożeń sejsmicznych w kopalniach. Cz. 2. (Systems for assessment of seismic threats in mines, Part. 2). Mechanizacja i Automatyzacja Górnictwa, 2004, 5/400, pp. 9-25.
- Khuri A. I., Cornell, J. A.: *Response Surfaces, Design and Analyses.* 2nd ed. Statistics: Textbooks and Monographs. Marcel Dekker, New York, 1996.
- Marciniak-Czochra A., Stiehl T., Ho A. D., Jäger W. and Wagner W.: Modeling asymmetric cell division in hematopoietic stem cells - regulation of self-renewal is essential for efficient repopulation. Stem Cells Dev., 2008.
- 9. McLachlan G. J.: Discriminant Analysis and Statistical Pattern Recognition. Wiley Interscience, Nowy Jork, 1992.
- Mirek K., Isakow Z.: Preliminary analysis of InSAR data from south-west part of Upper Silesian Coal Basin. Gospodarka Surowcami Mineralnymi, 2009, 25/3, pp. 239-246.

- Narkiewicz J.: Globalny system pozycyjny GPS. Budowa, dzialanie, zastosowanie. (Global Position System. Structure, operations, application) Wyd. WKIŁ, 2008.
- Piwowarski W.: Estimation of the missing results of the surveys concerning a non-stationary post-mining dislocations field. Geodezja i Kartografia 52(3), Wydawnictwa PAN, Warszawa 2003.
- 13. Sweatt David J.: Mechanisms of memory. Elsevier, 2003.
- Uciński D.: Optimal Measurement Methods for Distributed-Parameter System Identification. CRC Press, Boca Raton, FL, 2005.

The article was prepared as a result of the INGEO project: Innovative methods and system to assess rockburst hazard based on probabilistic analysis of the fracturing process and online geo-tomography. The project was co-financed by the National Centre for Research and Development within the Applied Research Programme, agreement No PBS2/B2/8/2013. JACEK JUZWA IRENA KUCIARA KAZIMIERZ SICIŃSKI {J.Juzwa,K.Sicinski,I.Kuciara}@ibemag.pl Institute of Innovative Technologies EMAG ul. Leopolda 31, 40-189 Katowice

WIESŁAW PIWOWARSKI prof. dr hab. inż. piwowar@agh.edu.pl Faculty of Mining Surveying and Environmental Engineering AGH University of Science and Technology al. A. Mickiewicza 30, 30-059 Kraków

Impact of setting load on bearing capacity of props in a powered support unit

Experience acquired for a number of years proves that the fluidity of production processes in longwalls depends on proper support of the excavation roof. A properly matched power support unit is not enough to guarantee good support of the excavation roof, particularly in its face part. Irregularities in the maintenance of the longwall roof may be related to some errors in the control of the power support unit, mainly in setting the unit with too low initial pressure. With respect to the above issues, the article features an analysis of the setting load impact on the bearing capacity of props in a power support unit.

Key words: powered support unit, setting load, load bearing capacity

1. EXPLOITATION FACTORS WHICH IMPACT LOAD BEARING CAPACITY OF POWERED SUPPORT UNIT

The following exploitation factors significantly impact the load bearing capacity of a powered support unit: achieved setting load, different setting of props in the unit and in neighbouring units, and the load on the shield caused by chaotic blocks of rocks.

A properly matched powered support unit, for which the height of the longwall complies with the exploitation range while the support resistance and setting load are determined based on the expected load of the rock mass, does not guarantee proper maintenance of the excavation roof, particularly in its face part. Irregularities in the maintenance of the longwall roof may result from the following:

- structure of the powered support unit resulting in an improper distribution of the load exerted by the roof bar onto the roof; this may lead to a situation when active support of the roof ends in a certain distance from the end of the roof bar,
- improper rigidity of hydraulic props and airlocking of the under-piston compartment of the props,
- loose rock rubble on the roof bar and/or under the floor bar, which leads to uncontrolled convergence of the excavation,

 errors in the control of powered support units related to the unit setting with too low initial pressure and to uneven setting of props and neighbouring units.

Control errors are very important as the value of the setting load impacts the achievement of the assumed convergence of the excavation which ensures proper co-operation of the powered support unit with the rock mass. The unit setting with too low initial pressure can also result from too low supply pressure.

The setting load, understood as an impact of the roof bar on the roof, achieved in the moment when the unit setting is completed, should be determined according to the given roof conditions and should be strictly obeyed by the unit operators. Too big setting load causes damages in the rocks of the immediate roof, particularly when the rocks are weak. While too small setting load leads to a faster roof subsidence, its loosening and reduced setting of the immediate roof.

2. TESTING METHODOLOGY

In order to determine the impact of setting load on the load of the powered support unit, a testing procedure was worked out. The objective of the procedure was to analyze setting load achieved with the use of manual control [3]. The analysis was carried out based on time series of pressure changes in the underpiston parts of props in the powered support unit.

Exploitation tests were conducted in a 1.65÷1.85 m high longwall exploited with a roof fall. The longwall was equipped with XXX-10/20-POz powered support units and a wireless pressure monitoring system which registered pressure in all props.

For the purpose of the analysis, the units selected for testing were those from the central part of the longwall, located in the distance of one-third of the lowgwall length from the longwall gallery. This way it was possible to avoid the impact of neighbouring longwall galleries.

Thanks to constant monitoring of pressure in working areas of the props, time series of pressure changes were achieved – for further analysis. From the achieved time series it was possible to read data about initial pressure p_w and final pressure p_k in each load cycle of the selected powered support units (Fig. 1).



Fig. 1. Pressure values taken for analysis [3]

Based on the recorded pressure values for all verified cases, an analysis was carried out on the dependence of the final pressure of the props on their initial pressure.

2.1. Preparing data for analysis

Two criteria were taken into account to select a unit for analysis: the unit location in the longwall and completeness of measurement data. The latter criterion referred to obtaining the biggest possible number of proper time series of the load of three neighbouring units during the selected month.

For each unit an analysis was conducted of pressure changes in working areas of servomotors in the given period of time. A sample analyzed time series is presented in Fig. 2.

Each load cycle of the unit was analyzed separately with an extended time axis, which allowed to analyze in detail the registered time series. This, in turn, enabled to detect irregularities in the operations of the powered support unit:

- setting the powered support unit with too low initial pressure,
- final load of the unit on the level of setting load (25 MPa).

2.2. Analysis of pressure waveforms in the working area of props with respect to measurement data verification

Initial verification of measurement results was based on the analysis of particular time series of pressure changes in working areas of props and on rejecting those series which indicated failure states of props due to, for example, their leakiness. For further analysis the author qualified those time series of the unit operations which were characterized by pressure increase in both props of the powered support unit, independently of the character of pressure increase in working areas of both props (load cycles of the unit with regular – Fig. 3 or irregular – Fig. 4 setting of props). The load cycles taken into account were both those during which the units were set properly (with initial pressure set for the given unit) and those which began with initial pressure lower than nominal pressure.

For each load cycle qualified for the analysis, the value of initial pressure p_w and the value of final pressure p_k were determined (Fig. 1).



Fig. 2. Sample time series of pressure changes in under-piston compartment of props of the powered support unit during a few successive days [3]



Fig. 3. Regular pressure increase in working areas of both props in the powered support unit [3]



Fig. 4. Load cycles of the unit characterized by irregular setting of props [3]

2.3. Determining the duration of props load cycles

The duration of the unit load cycle depends on the technological process in the longwall. Differences in this duration are visible in a part of the pressure changes time series depicted in Fig. 2. For the purpose of the analysis the times of load cycles tc were determined for the units qualified for the analysis. Then the prevalence layout was prepared (Fig. 5).

The obtained layouts are close to the normal one. A large majority of the cycles fall into the range of $60\div180$ min. The unit load cycles within this range correspond to the average speed of the cutter-loader advance $-1.3\div4$ m/min, at the longwall of 235 m, i.e. to a normal technological process in a low longwall.



Fig. 5. Cycles duration t_c for three neighbouring units 71, 72 and 73 of the powered support unit [3]

The load cycles of the unit that were shorter than 60 min were about 4% of all analyzed cycles. During these cycles some auxiliary operations were performed, related mainly to the longwall alignment in order to obtain a rectilinear longwall. The cycles longer than 180 min, in turn, were related to longer stopovers resulting from damages of technological equipment or organizational factors. They constituted about 16% of all analyzed unit load cycles. As the subject of the analysis is the load of the unit during an undisturbed technological process, the cycles shorter than 60 min and longer than 180 min were not analyzed.

The time series for two groups of cycles, $60\div120$ min and $120\div180$ min, served to analyze the bearing capacity dependence on the setting load of props in the powered support unit.

3. ANALYSIS OF SETTING LOAD IMPACT ON LOAD BEARING CAPACITY OF PROPS IN POWERED SUPPORT UNIT

In order to determine the impact of setting load on the bearing capacity of props, the load cycles of unit 72 were used. Their duration was within the ranges of $60 \div 120$ min and $120 \div 180$ min. The values of initial pressure pw and final pressure p_k of props in particular cycles were referred to power supply pressure p_{zas} and working pressure p_r respectively. This facilitated further analysis thanks to the division of the range of relative values of final pressure p_k/p_{rob} and initial pressure p_w/p_{zas} into four parts marked I, II, III and IV (Fig. 6 and 7) with respect to threshold values of both parameters. The figures show an approximate distribution of points for load cycles characterized by different durations.

It was found out that the smaller is the value of setting load, the bigger is the range of changes in support resistance corresponding to the given value of setting load. The dispersion of the points is smaller when the initial pressure is rising. When the pressure value corresponding to the relation of p_w/p_{zas} equal to 0.6 is exceeded, the dependence of relative final pressure on relative initial pressure can be described by a linear dependency.

On the basis of the dispersion of points obtained from the analyzed time series, the threshold values of pressure were determined: $p_w/p_{zas} = 0.6$ and $p_k/p_{rob} =$ 0.6. These values allowed to divide the area into the above mentioned parts. In parts I and III the points are distributed at random, so it is not possible to determine relations between the analyzed parameters. In part IV there are only few points, which means that this kind of relation between setting load and support resistance happens sporadically.



Fig. 6. Dependence of load bearing capacity on setting load $p_{k'}p_{rob} = f(p_{w'}p_{zas})$ of props in powered support unit 72 for $t_c = 60 \div 120min$ [3]



Fig. 7. Dependence of load bearing capacity on setting load $p_{k'}p_{rob} = f(p_{w'}p_{zas})$ of props in powered support unit 72 for $t_c = 120 \div 180$ min [3]

When setting load is bigger than 60% of supply pressure and the achieved load bearing capacity is bigger than 60% of support resistance (part II), the relation between the analyzed parameters for unit 72 for the selected cycle durations is best described by simple regression equations, presented in Table 1. For particular props and cycle durations in particular ranges, the author checked the relevance of the analyzed dependency correlation by means of the t-Student test, on the relevance level equal to 0.05.

It was proved that the correlation coefficient r is statistically relevant for all analyzed cases $|t| \ge t_{0,05,n-2}$, while the force of the correlation is strong and falls within the range of $0.73 \div 0.80$ [1, 5].

In the next stage the author checked the hypothesis that regression straights for the compared populations (of particular props) have the same regression coefficient, i.e. the same incline. For all compared regression straights on the relevance level of 0.05 there were no grounds to reject the hypothesis about their parallelism.

The presented analysis proves the importance of proper selection of setting load nominal value. It also shows that it is important to ensure that this value is achieved in the longwall. On this basis it was ascertained that in order to maintain properly the excavation roof it is necessary to achieve, in each cycle of the unit operations, the setting load on the assumed supply pressure level. Then the load bearing capacity of the unit increases in the manner described by the model of the powered support unit load. Based on the acquired measurement data it was stated that there are unit load cycles where initial pressure is $5 \div 10$ MPa. This worsens the state of the excavation maintenance and may lead to downfalls in the face part of the longwall.

Table 1.

Prop / cycle duration	Regression equation	Correlation coefficient r	Statistical test $t = \frac{r \cdot \sqrt{n-2}}{\sqrt{1-r^2}}$	Critical value t _{0,05,n-2}
left / 60÷120	0.7225x + 0.1518	0.74	6.742	2.022
right / 60÷120	0.7154x + 0.1734	0.73	6.588	2.022
left / 120÷180	0.7688x + 0.1594	0.80	7.360	2.035
right / 120÷180	0.7668x + 0.1946	0.75	6.333	2.035

Regression lines for the 72nd unit and their statistical description

Tabl	e 2.
------	------

Prop / cycle duration	Regression equation	Statistical test t ₁	Critical value t_{γ}	
left / 60÷120	0.7225x + 0.1518	0.047	1 002	
right / 60÷120	0.7154x + 0.1734	0.047	1.995	
left / 120÷180	0.7688x + 0.1594	0.012	1 008	
right / 120÷180	0.7668x + 0.1946	0.012	1.998	
left / 60÷120	0.7225x + 0.1518	0.208	1 005	
left / 120÷180	0.7688x + 0.1594	0.308	1.993	
right / 60÷120	0.7154x + 0.1734	0.219	1 005	
right / 120÷180	0.7668x + 0.1946	0.318	1.995	

Comparison of regression line coefficients for props in the same units

4. CONCLUSIONS

One of the conditions to maintain properly the excavation roof is to achieve, in each cycle of the unit operations, the setting load on the level of the assumed initial pressure. The smaller is the value of the setting load achieved by the powered support units, the bigger is the range of changes in the unit load bearing capacity. And the range corresponds to the given value of the setting load. This has negative impact on the conditions of proper maintenance of the excavation roof, as the diversity of the load bearing capacity of the powered support unit results in worsening conditions of the roof maintenance due to its bending along the longwall.

The real value of the setting load impacts significantly the speed of pressure increase in props. The lower is the initial pressure (in the range below the pressure equal to $0.6 \cdot p_{zas}$), the faster is the increase of pressure in props, as a result of the subsidence of the roof part of the rock mass. When the initial pressure is close to the supply pressure, there is smaller distribution of measurement points which characterize the final load bearing capacity of the powered support unit. The above statements show that achieving setting load whose value is close to that of the supply pressure allows to predict pressure increase in hydraulic props and leads to good maintenance of the excavation roof.

References

- Greń J.: Statystyka matematyczna modele i zadania (Mathematical statistics: models and tasks). Państwowe Wydawnictwo Naukowe. Warszawa 1974.
- Jaszczuk M.: Ścianowe systemy mechanizacyjne (Longwall powered systems). Wydawnictwo Naukowe Śląsk. Katowice 2007.
- Pawlikowski A.: Ocena wpływu czynników konstrukcyjnych i eksploatacyjnych na podporność sekcji obudowy zmechanizowanej. (Assessment of impact of structural and exploitation factors on load bearing capacity of powered support unit). PhD thesis. Silesian University of Technology. Gliwice 2014.
- 4. Rajwa S.: Określenie przyczyn utraty płynności procesu produkcyjnego w ścianach zawałowych spowodowanych nieprawidłowościami w pracy obudów zmechanizowanych (Causes of production continuity loss in longwalls with cavings due to irregularities in the operations of powered supports). Prace Naukowe GIG. Górnictwo i Środowisko. Katowice 2011.
- Volk W.: Statystyka stosowana dla inżynierów (Applied statistics for engineers). Wydawnictwo Naukowo-Techniczne. Warszawa 1973.

ARKADIUSZ PAWLIKOWSKI, Ph.D. Eng. Arkadiusz.Pawlikowski@polsl.pl Faculty of Mining and Geology Silesian University of Technology ul. Akademicka 2, 44-100 Gliwice

Loads and basic exposures of contact systems of electric switches

Insulation systems and electric contacts of electric power switches are components that are damaged most often. The electric strength to the breakdown of the electric switch contact gap is measured by the electric field intensity and the corresponding voltage at which the breakdown of the system occurs. The breakdown of the contact gap is fostered by the heterogeneity of voltage gradient. Electric contact systems in the process of currents conduction or switching are the most loaded heat elements of the current paths. They should be designed, constructed and operated in such a way that during the conduction of operating currents the prescribed value of the temperature rise limit should not be exceeded and that the contacts should not weld or deform permanently during the conduction of fault currents. The paper presents examples how to use analytical and numerical methods to evaluate the heterogeneity degree of the electric field in the contact gap. In addition, appropriate mathematical relations were given to estimate the value of the contact gap breakdown voltage. Finally, the paper discusses the factors influencing the ampacity of the contacts during the conduction of operating and short-circuit currents.

Key words: electric strength to the breakdown of the contact gap, current exposures of contact systems

1. INTRODUCTION

Contact systems are basic components of current circuits of electric apparatus, in particular electric switches and bus bar systems. They enable to connect operating and fault currents, ensure connections of current circuits of particular apparatuses, as well as ensure transmission and distribution of electric energy. They should be designed, produced and exploited in such a way that, in the process of switching on/off currents by contacts, the homogeneity of voltage gradient could be maintained to the highest possible degree in the contact gap. During the conduction of operating currents it is required that the admissible temperature rise in the contacts should not be exceeded. While during the conduction of fault currents the contacts should not weld or deform permanently [2, 4, 7, 9].

The paper presents examples how to use analytical and numerical methods to evaluate the heterogeneity degree of the electric field in the contact gap. In addition, the paper discusses the factors influencing the ampacity of the contacts during the conduction of operating and short-circuit currents.

2. ANALYSIS OF ELECTRIC FIELD INTENSITY

The most important quality of contact systems isolation is its electric strength to breakdowns. Dielectric strength depends on the dielectric medium temperature, waveform of voltage attached to the electrodes, pressure, configuration and material of the electrodes, condition of the electrodes surface, contaminants, etc. The electric strength of the isolation system is the electric field intensity or the corresponding voltage at which the breakdown of the system occurs. The breakdown of the contact gap of the system is fostered by the heterogeneity of voltage gradient in the analyzed space. The analysis of electric fields in the case of uncomplicated isolation systems is conducted with the use of analytical methods. The analysis of electric fields in complex isolation systems is done by means of digital computing which makes use of the finite element method, integral equation methods, or others.

There are a number of methods useful to determine the value of the electric field intensity in the selected isolation contact systems, for example different switches. Here it is necessary to distinguish a method which makes use of Schwaiger's coefficients η . These coefficients measure the degree of the field heterogeneity in the electrode gap and describe the impact of the electrodes geometry on isolation gap dielectric strength [1, 4]. For a homogeneous field the value of the coefficient is $\eta = 1$:

$$\eta = \frac{U}{E_k d} \tag{1}$$

where:

- U voltage attached to the electrode system, kV,
- E_k critical intensity of the electric field at which there is a breakdown of the isolation gap, kV/cm,
- d gap between electrodes, cm.

In general, for the given shape of the electrodes, the coefficient η depends on the characteristic geometric coefficient *p*. The value of this coefficient is determined from the following dependency

$$p = \frac{s+r}{r} \tag{2}$$

where:

s – gap between electrodes, cm,

r – electrodes with bigger curvature, cm.

Figure 1 features the relation of the η coefficient with the characteristic parameter p for several shapes and configurations of electrodes [1, 4].



Fig. 1. Dependence of coefficient η on the shape of electrodes

The voltage value of the contact gap breakdown, for the previously determined value of the coefficient η characteristic of the analyzed shape of the electrodes configuration, is calculated from the following formula:

$$U_p = E_k d\eta \tag{3}$$

Analytical methods prove to be useful, particularly when comparing different values of electric strength of the contact gap and also in comparing of previously selected structural features of an isolating system. Due to more complicated geometry of contacts and higher complexity of field intensity theoretical calculations, numerical methods are used to analyze the electric field distribution in high-voltage electric contact gaps. For this reason, in order to determine the electric field intensity distribution in the contact gap and to locate contact areas with highest exposure to breakdown, the final element method is commonly used along with such programs as ANSYS, Solid-Works, Quick Field and OPERA.

Figures 2a and 2b feature sample results of the analysis of the electric field intensity in the contact gaps of tulip and conical contact systems [4, 6].
a)



Fig. 2. Sample distributions of the electric field intensity in the gap of tulip (a) and conical (b) contacts

The conducted numerical analysis of the electric field in the contact gap proved to be useful to determine contact surfaces with the highest sensitivity to breakdown. In addition, it was observed that important structural qualities that impact the electric field distribution in the contact gap of the contact system are curvature radius of the movable contact terminal front and edge radius of the stationary contact internal contacting surface.

It was also determined that the contact angle of conical contacts has relatively small impact on the electric strength of the contact gap. The research shows that some increase in the value of the electric field intensity in the contacting surface can be observed no sooner than in the final phase of the contacts movements, before they touch each other.

Limited dielectric strength of the environments, surrounding the contacts of the closing high-voltage electric switch, results in the situation that, most frequently, switching on the current in the electric circuit does not occur due to the contacts touching each other but due to the electric breakdown of the given environment (Fig. 2.3).



Fig. 3. Moment of arc ignition during AC current switch-on

Assuming that breakdown voltage is proportional to the distance between contacts, it is possible to determine the moment tp, when the breakdown occurs during the current switch-on, at the voltage $u = U_m \sin \omega t$, from the following dependency [4]:

$$U_m |\sin \omega t| = E_k n v_s (t_s - t_p) \tag{4}$$

- E_k value of electric field intensity at which the breakdown occurs;
- v_s speed value of the contacts convergence (contact gap decreasing) at the moment of the electric arc ignition in the contact gap,
- n number of breaks in the pole,
- t_p moment of gap breakdown,
- t_s moment of contacts touching each other.

Thus switching on the current is possible at any phase angle of the voltage, including the phase angle corresponding to the moment when the voltage passes through its zero value, provided the following condition is fulfilled:

$$k = \frac{nE_k v_s}{\omega U_m} \ge 1 \tag{5}$$

The minimal value of the contacts speed the moment they touch each other, at which there is no breakdown of the contact gap during the current switch-on in the electric circuit, can be determined from the following dependency:

$$v_s \ge \frac{\omega U_m}{nE_k} \tag{6}$$

The higher is the speed value vs of the electric switch contacts touching each other and the higher is the value of the electric field intensity E_k , the shorter is the time of the electric arc burning.

The current switching on phase in the electric circuit, the speed of the contacts touching each other and the distribution of times of the switch operations have significant impact on over-currents and over-voltages in the switched circuit.

3. CURRENT LOADS AND EXPOSURES

3.1. Ampacity of contacts

The ampacity of contacts depends on the volume of heat emitted in the contact and on the degree of in-

tensity with which the heat is dissipated from the heated contact. The basic sources of heat losses in contact systems with current i(t) are heat losses (Joule heating) generated in a heat conductor with properly shaped elements of the contact system as well as losses emitted in the contact resistance (R_p) which depends on the force of the contacts tightening, the state of their surfaces, as well as the thickness and structure of tarnish layers [1, 3, 4, 8, 10].

Theoretical analysis of contacting surfaces heating by DC current is conducted, basically, for point-type contacts. For other contact types the calculations are carried out with certain simplifications, so they describe, roughly, the contacts heating process.

Sample temperature distribution in a point-type contact is presented in Fig. 4.



Fig. 4. Heating of current circuit with one-point contact: a) contact model, b) temperature distribution along the current circuit

Maximum temperature \mathcal{G}_m occurring in the place of the point-type contact (Fig. 3.1b) is

$$\mathcal{G}_m = I^2 \left(\frac{1}{2} R_p \frac{1}{\sqrt{\lambda A k S}} + \frac{\rho_{\mathscr{G}} k_w}{S k A} \right) + \mathcal{G}_0 \tag{7}$$

where:

- $k_w = k_0 k_z$ current displacement coefficient equal to the product of skin effect k_0 and proximity effect k_z coefficients;
- k coefficient of heat emission through convection and radiation, W/(m²·K);
- $\rho_{\vartheta} \text{cable material resistance in temperature } \vartheta,$ $\Omega \cdot m;$
- ϑ_p temperature of real contacting surface in the steady state, K;
- ϑ_u temperature in the steady state of the current circuit, K;
- ϑ_0 ambient temperature, K;
- λ heat conductivity coefficient, W/m·K;
- S surface of the cable sectional area, m²;
- A circuit of the cable cross section, m.

The contacts of electric switches (busbars) adapted to conduct high values of operating or instantaneous currents, are usually made of a set of many single parallel contact tips (Fig. 5).



Fig. 5. Contact with parallel contact tips

Figure 3.3 features sample current distribution in particular tips of a contact made of 10 parallel tips, given in percentage values with respect to the assumed regular current distribution in tips and determined for different values of transition resistance R_p .



Fig. 6. Current distribution in a contact with 10 tips

Transition resistance R_p of the contact has significant impact on irregularities of current flow in particular tips. If, in the design phase of contacts, particularly silver-plated contacts of relatively small contact resistance, this impact is not taken into account, the outermost tips of the contact system may overheat.

Extra (practically unmeasurable) increase of temperature $\Delta \theta_p$ in the real contacting area of the contacts, which is many times smaller than their apparent contacting area, is determined for temperatures $\theta_p \leq 150^{\circ}$ C based on the Kohlrausch-Holm dependency [7,10]:

$$\mathcal{G}_p - \mathcal{G}_m = \Delta \mathcal{G}_p = \frac{\Delta U_p^2}{8\lambda\rho_{\mathcal{G}}} \tag{8}$$

where:

 $\Delta U_p = IR_p$ – voltage drop on contact resistance, V;

The criteria of admissible temperature ϑ_m selection in the contacts result from the following:

- significant decrease of the contacts mechanic strength along with temperature rise (e.g. recrystallization of copper);
- decrease of the contacts tightening force;
- destabilization of contact resistance;
- shorter life cycle of isolation surrounding the contacts;
- increased leakance in isolation elements.

3.2. Short circuit thermal ampacity of contacts

During the flow of short circuit current the heating time is limited to several hundred milliseconds. The temperature increase $\Delta \vartheta_p$ related to a very small weight of the contacting micro-area (with a time constant of singular microseconds) keeps pace with the changes of the short circuit current [4, 11], exceeding, successively, the softening point ϑ_{mk} and melting point ϑ_t of the contacts material.

Exceeding the melting point in the place where the contacts touch each other results in a bigger surface of this place, lower resistance of the contraction, slower pace of the touch-point temperature following the current changes, and, finally, welding of the contacts [2, 5].

Each flow of short circuit current through the contact or contact system in the connecting process leaves traces in the places of galvanic contact in the form of local smelting points whose size and number depend on the current intensity, duration of current flow, and intensity of the electric arc impact on the contacts surfaces (Fig. 7).



Fig. 7. Sample macrographs of contacts surfaces after short-time impact of electric arc

The analysis of the conditions of short circuit currents conduction through high-current contact systems proves that the contacts are, more and more frequently, loaded with current impulses with high rate of rise. Time waveforms of these currents, particularly the rate of rise of current impulses which enhances the skin effect, significantly impact the value of the contacts welding current. This impact was confirmed by experiments related to welding of different types of contacts [5]. The complexity of the welding phenomenon, and the resulting difficulties in theoretical determination of welding current values in these specific conditions, call for numerous experimental tests. Their objective is to determine suitable empirical coefficients that would enable to determine analytically the value of the contacts welding current.

Sample oscillograms of contacts welding current tests can be seen in Fig. 8.



Fig. 8. Current waveforms and voltage drop waveforms on a point copper contact achieved in: a) short circuit, b) condenser batteries

On the waveform depicting voltage drop on the contact it is possible to see a welding point in the first half of the current sine wave. This results both in the distortion of the first half of the voltage sine weave and the reduction of the voltage drop value on the contact during the flow of successive half waves.

The conducted experiments to determine the value of welding current for different types of contacts were the basis to formulate a proper dependency according to which the rate of rise, current impulse duration and forces of the contacts tightening impact the value of this current.

$$i_{s} = \sqrt{\frac{192c_{0}\ln(1+\frac{2}{3}\alpha\vartheta_{s})}{\pi^{4}\alpha H^{2}\rho_{0}}} \frac{F_{doc}}{\sqrt{t}} n \left[1 + \left(\frac{S_{50}}{S_{x}}\right)^{\varsigma}\right]^{\kappa}$$
(9)

where:

- n coefficient depending on the contact type; point contact n = 1, linear contact n = 2, surface contact n = 3;
- S_{50} , S_x rates of rise of short circuit currents corresponding to the frequency of 50 Hz as well as rates of rise of particular current impulses;
- ζ i κ coefficients characteristic of particular types of contacts; they were determined on the basis of the conducted tests.

The value of the coefficient κ , which depends on the tightening force of the contacts F_{doc} , can be determined for copper and brass contacts from dependency

$$\kappa = -0.004 F_{doc} + 2.9 \tag{10}$$

while the value of the coefficient ζ for this type of contacts can be assumed as stable and is equal to 0.36.

The value of limiting welding current i_s is an important criterion to assess the contact system. It depends, first of all, on the resultant force which tightens the contacts during the flow of short circuit current, on the number of tips, and the time waveform of the current, particularly its rate of rise.

4. CONCLUSIONS

The article features sample applications of analytical and numerical methods to assess the degree of heterogeneity of the electric field in contact gaps. In addition, mathematical dependencies were given which enable to assess the value of the contact gap breakdown voltage. Based on the conducted experiments, the following conclusions can be drawn:

- 1. Contacts of electric energy devices are the most thermally loaded elements of current circuits.
- 2. They should be designed, constructed and operated in such a way that during the conduction of operating currents the prescribed values of the tem-

perature rise limit should not be exceeded and that the contacts should not weld or deform permanently during the conduction of fault currents.

- Regular diagnosing of contact systems is indispensable to ensure reliable power supply to clients. It enables to lengthen the times between the contacts check-ups, prevents failures, and allows to detect non-standard technical condition of the contacts.
- 4. New solutions of computer-aided contact systems and connecting apparatus technologies are the answer to the requirements of the power engineering industry in terms of not only reliability but also expected minimal exploitation costs.

References

- Au A., Maksymiuk J., Pochanke Z.: Podstawy obliczeń aparatów elektroenergetycznych (Calculation basis of electric energy apparatus), WNT, Warszawa 1982.
- Borkowski P.: Erozja łukowa styków łączników elektrycznych (Arc erosion of electric contacts), WPŁ, Łódź 2013.
- Ciok Z., Maksymiuk J., Kulas S., Zgliński K.: Problemy analizy, badania oraz eksploatacji urządzeń rozdzielczych, (Analysis, testing and exploitation of switchgear devices); National Symposium: Electric Switchgear Apparatus, EAR'2004, Poznań 2004, pp. 9-18.
- 4. Kulas S.: Tory prądowe i układy zestykowe (Current circuits and contact systems), OWPW, Warszawa 2008.

- Kulas S., Zgliński K.: Badania sczepiania się zestyków wielkoprądowych (Welding of high current contacts), Scientific conference: Developments in applied telecommunications, Kościelisko 2007, pp. 77-79.
- Kulas S., Kolimas Ł.: Optimization of electric field in contacts on example of making switch, Proceedings of the 42th International Universities Power Engineering Conference, Brighton, 2007, pp. 491-495
- Maksymiuk J., Nowicki J.: Aparaty elektryczne i rozdzielnice (Electric apparatus and assemblies), OWPW, Warszawa 2014.
- Markiewicz H.: Urządzenia elektroenergetyczne (Electric power devices), WNT, Warszawa 2001.
- Shoffa V.N., Miedzinski B.: Sinkhronnaya komutatsya gerkonami electritcheskih tsepey peremennovo toka, Proc. 3rd Int. Conf. on "REED Switches and Products", Ryazan, Russia, 2011, pp. 48-60.
- 10. Slade P.: Electrical contacts, Marcel Dekker Inc., New York 1999.
- Walczuk E.: Resistance and temperature variations of heavy current contacts in welding conditions, Proc. of the Tenth Int. Conf. on Electrical Contact Phenomena (ICECP'80), Budapest 1980, pp. 367-375.

STANISŁAW KULAS, Ph.D., D.Sc., Professor HENRYK SUPRONOWICZ, Ph.D., D.Sc., Professor Institute of Electronic Systems, Military University of Technology ul. gen. Sylwestra Kaliskiego 2, 00-908 Warsaw, Poland

{stanislaw.kulas, supronowicz}@wat.edu.pl

Flash-butt welding of high-strength rails

The article features the results of research in the field of welding high-strength rails. The scope of the research combined not only monitoring of the welding process as such but also the assessment of the achieved results. The recommendations how to carry out welding operations are part of the results too.

Key words: welding, rails, breaking force analysis, flash-butt welding.

1. INTRODUCTION

Over the recent years, high-strength R260 and R350HT rails have been laid on the railroads of Poland. In accordance with the contract between the railroads of Poland, the PJSC Kakhovka Plant of Electric Welding Equipment (PJSC KZESO) and the E.O. Paton Electric Welding Institute (PWI), stationary rail welding machines K1000 and mobile complexes (on the wheelbase of the MAZ and Tatra vehicles or rail base of MRWM (mobile rail welding machines)), equipped with the machines K922-1, were delivered to Poland.

The E.O. Paton Electric Welding Institute has been cooperating fruitfully with the PJSC KZESO for over

50 years. These rail welding machines were designed by the E.O. Paton Electric Welding Institute and have been successfully produced by the PJSC KZESO for many years. In addition, the industrial technology was developed for welding high-strength R260 and R350HT rails with the use of the mentioned machines. To fulfill this work, the batches of the mentioned rails were delivered to PWI and KZESO. The chemical composition of rail steel and its mechanical properties are given in Table 1. PWI has been cooperating with the Institute of Innovative Technologies EMAG in Katowice since 2015, whereas KZESO is represented on the Polish and European markets by KZESO Machinery in Katowice within the scope of trade and production.

Table 1

Steel grade	Chemical composition, %												
	С	Mn	Si	v	Ti	Cr	Р	Al	S				
R260	0.620.82	0.701.20	0.150.58	0.03	_	0.15	0.025	0.004	0.025				
R350HT	0.720.82	0.701.20	0.150.58	0.03	-	0.15	0.020	0.004	0.025				

Chemical composition of rail steel

The welding of rails was performed at the plant using the welding machine K922-1. Two reference batches of R260 and R350HT rails were welded. Preliminarily, the weldability of the mentioned rails was tested and metallographic examinations were carried out. The tests of welded rails were carried out in accordance with the requirements of the European Standard [4]. The welded joints of all the batches were monitored using non-destructive testing methods (ultrasonic [US] and capillary methods of control). They were also tested for static mechanical bending in accordance with the requirements of the European Standard.

The metallographic examinations of welded joints according to the order of KZESO MACHINERY Ltd. were carried out at the E.O.Paton Electric Welding Institute in the light microscope Neophot 32, while fractographic studies and X-ray spectral microanalysis of fractured surface were performed in the Auger microprobe JAMP 9500F of the JEOL company (Japan). The aim of the conducted works was to develop an industrial technology for welding high-strength R260 and R350HT rails to meet the requirements of the European Standard and to provide stable quality of welded joints of different grades of steel without changes in the welding mode.

In Poland the technologies and equipment for welding not heat-hardened R260 rails, developed by PWI, have been applied for many years. In this case the technology of flash-butt welding with continuous flashing (CF) is used. This technology is characterized by lower power consumption, provides uniform heating of rails across the whole cross section and stable reproduction of preset welding cycles. Its many-years' application under different conditions has demonstrated stable and high quality of joints of not heat-hardened rails. Therefore, the preliminary tests of welding R350HT rails were performed at the canonical modes accepted in welding of non-hardened rails using continuous flashing.

The program of welding with the use of continuous flashing is given in Figure 1, and the temperature field in the heat affected zone (HAZ) corresponding to this mode is shown in Figure 2, curve 1. The results of tests on static bending are given in Table. 2.



Fig. 1. Programs of changing the main parameters U, I, Vf in welding rails R65 with continuous flashing

Results of mechanical tests on static bending

Number of mode	Rail grade	Fracture load, kN	Bending deflection, mm	Remarks
Requirements	Ukraine	160	≥30	TS U 24.1-40075815-002:2016
of TS	European standard	160	≥20	EN 14587-1:2007 E
1.	R350HT	<u>1800-2500</u> 2100	$\frac{14-30}{18}$	CF
2.	R350HT	<u>1700-2250</u> 1900	$\frac{12-22}{16}$	CF
5.	R350HT	<u>2770-3050</u> 3000	<u>58 - 66</u> 60	PF

Table 2



Fig. 2. Distribution of temperature in HAZ before upsetting in welding of rails R65 at different modes:
1 continuous flashing at a canonical mode; 2 continuous flashing at a low heat input; 3 pulsating flashing at an optimum heat input

The values of tests of welded joints of R350HT rails concerning the fracture load are close to standard values while the values of ductile properties are instable and predominantly lower than the requirements of the Technical Specifications. Figure 3 shows the microstructure of joints (weld center). In the weld center we can observe a coarse-grain (grain number 2-3) perlite-sorbite structure with ferrite precipitations along the boundaries of primary austenite grains.



Fig. 3. Microstructure in the center of the welded joint made by continuous flashing

From the experience of flash-butt welding of rail steel [7] it is known that the presence of such a structure in welded joints of rails has a negative effect on the values of mechanical properties of joints, especially on ductility. It is shown in the works [6,7] that the reduction in energy input in welding of such steel allows to improve the structure of metal along the joint line.

The batches of specimens were welded with the use of CF, but with a lower energy input due to reduced duration of flashing (see Figure 2, curve 2). During testing the specimens of that batch for bending, the obtained values on the deflection size were unstable (Table 2, mode 2), which is caused by formation of some dull spots in the plane of the joint defined in flash-butt welding as dull spots (DS) (Figure 4).



Fig. 4. Dull spots on the fractured surface of the welded joint

They represent thin oxide films of up to $10 \ \mu m$ thickness. Their composition includes mostly oxides of alloying elements of nonmetallic inclusions contained in the base metal of rails. In the majority of

standards, the DS of small sizes are conventionally considered to be acceptable if their total area at the fracture surface does not exceed 30 mm^2 .

The appearance of such defects is considered to indicate the need to modify the welding technology. Therefore, further experiments for welding specimens of R260 and R350HT rails were carried out using the method of flash-butt welding with pulsating flashing [8]. Similarly to continuous flashing (CF), all the welding parameters of pulsating flashing (PF) are preset by the programs of changing the voltage, current and speed of flashing in the function of time or displacement (Figure 5).



Fig. 5. Program of changing main welding parameters

At the same time, through the control of instantaneous values of these parameters in the process of flashing, it becomes possible to suppress, to a large extent, the explosion-like fracture of elementary contacts arising between the contacting parts and to transfer it to the melting process.

In this case the efficiency factor of the flashing process is significantly increased, the current for flashing is 2-3 times increased and the possibilities to vary the energy input during welding are significantly widened.

In particular, it provides feasibility to heat the near-contact layers of metal of welded parts to the temperature required for quality welding at a minimum width of the common heat-affected zone. The curves, characterizing the temperature distribution in the heat-affected zone at PF and CF are given in Figure 2.

In both cases, the near-contact layers are heated to the temperature above 1,200°C, but the gradient of the temperature field during PF is considerably higher, thus contributing to the formation of a finegrained structure in the weld center. In addition, the application of PF opens new opportunities to prevent the formation of DS-type defects in welding with the reduced energy input. In the work [5] it is shown that the higher is the probability of formation of DS-type oxide films in the plane of joints, the smaller is the thickness of melt on the surface of flashing. As it can be seen from the comparison of plots in Figure 6, the melt at PF has a more stable value than at CF, its minimum values are 2-3 times higher. Therefore, it seems to be possible to use the welding modes in PF, characterized by the minimum energy input without the risk of the DS-type defects occurring in the joint plane.

The main investigations were carried out on specimens of R350HT rails, characterized by higher strength. On their basis the optimum mode of PF welding was determined, preset by the program (see Figure 5) and the distribution of temperature in HAZ, curve 3 in Figure 2. In such heating mode the welding duration is 70-80 seconds (Fig. 5). This means that it is reduced 3 times compared with the canonical mode taken for not heat-strengthened rails (Figure 1). The average power at melting increased 2 times, but the maximum short-term power consumption remained at the same level of performance as in discontinuous fusion welding, so when using pulsating flushing there is no need to adopt energy sources of rail welding machines.



Fig. 6. Distribution of melt on the surface in welding with pulsating flashing (PF) and continuous flashing (CF)

During the investigations it was found out that obtaining the required mechanical properties of the joints in welding of R260 rails can be done at the same energy input as in R350HT rails. Therefore, the reference batches of R260 and R350HT rails were welded at the same mode. Each reference batch had 10 specimens of 1.22 m length with a weld in the center. The welded specimens, mounted on the supports at a distance of 1 m from each other, were tested for static bending by means of applying a load in the weld center in accordance with the European Standard [4].

All the specimens after mechanical treatment of welds were subject to capillary and ultrasonic testing. The results of bending tests are given in Table 3. The tested specimens are characterized by high strength and ductility. The batches of R260 rails were not fractured during the tests, and the loads were at the level of base metal values, therefore the concentrator (notch) was made in the weld center and the specimens were brought to the fracture to check the defects along the fusion line. In the batches of specimens of R350 rails, 100% of specimens were fractured in welds, meantime the load and the bending deflection significantly exceeded the established requirements. In the fractures of specimens no defects were observed. In all the tested specimens of reference batches no defects were revealed after capillary and ultrasonic testing.

Table 3

No.	Marking of weld butts	Load, KN	Bending, m	Test results
1.	260-к-2	2440	46	Not fractured
2.	260-к-4*	2430	47	Not fractured
3.	260-к-5*	2440	48	Not fractured
4.	260-к-6*	2445	49	Not fractured
5.	260-к-7*	2380	44	Not fractured
6.	260-к-16	2250	37	Not fractured
7.	260-к-17	2480	48	Not fractured
8.	260-к-18	2380	45	Not fractured
9.	260-к-20	2410	46	Not fractured
10.	260-к-21	2380	43	Not fractured
11.	350-к-11	2700	58	Fractured
12.	350-к-12	3050	66	Fractured
13.	350-к-13	3000	64	Fractured
14.	350-к-14	3000	58	Fractured
15.	350-к-15	3050	63	Fractured

Results of mechanical tests on static bending

The analysis of the microstructure in the weld center and HAZ (see Figure 7) shows that the grain size in the weld center is 2...3 times reduced and the level of ferrite decreased significantly as compared to the data in Figure 3 shown for CF welding. The structure in the weld center and the adjacent area of HAZ remains sorbite-perlite and sorbite, there are no dangerous hardening structures there.



Fig. 7. The welded joint microstructure in the heat affected zone

Figure 8 presents the results of measurements of hardness in the joints of reference batches. The measurements were carried out at the depth of 5 mm from the rolling surface of the rail head. In R350HT rails the hardness is decreased in certain areas of HAZ at the length of 1-2 mm in the places where heating reached the temperature of steel tempering. While in the center, due to reduction in carbon content in the near-contact

layers of the metal, subjected to heating to the temperature close to the melting temperature of steel, the structure of tempered sorbite with high ductile properties was observed in the areas with reduced hardness. The length of such areas does not exceed 2 mm, therefore they cannot negatively affect the wear resistance of joints in the rail-wheels contact.



Fig. 8. Diagram of distribution of hardness HV30 in welded joint of rails: R 260 (left), R 350HT(right)

In the joints of R260 rails a 23% increase of hardness in HAZ is observed as compared to the base metal. The structure of metal in this area represents the sorbite with the grain 3...4 (see Figure 7b) and hardening sorbite. Such increase is admissible according to the conditions laid in [9]. The increase was caused by rapid cooling of HAZ during welding at the rigid mode. During the investigations the limiting admissible deviations from the optimal value of energy input (marked area of curve 3, Figure 2) were also determined, at which the required values of mechanical tests of welded joints can be provided. It should be noted that the given limits of energy input are based on many-years experience in the application of the PF technology in welding of high-strength rails at the railroads of Ukraine, Russia and other countries. The further gained experience of using this technology in welding high-strength R260 and R350HT rails allows to specify the limit conditions. In the process of welding the test specimens at the energy inputs lower than the specified limits, the increase in hardness of welded joints of R260 and R350HT rails was observed together with the increase in the values of strength and ductility. With the increase in energy input the decrease in hardness in HAZ and values of strength and ductility of joints was manifested to a larger extent.

The conducted investigations show that while welding high-strength R260 and R350HT rails it is possible to obtain high values of mechanical properties of welded joints due to keeping the main condition, i.e. significant reduction in energy input as compared to the technologies accepted in welding non-hardened rails. At the same time the range of acceptable deviations of energy input is narrowed with respect to the preset value. This specifies a number of increased requirements to the systems of automatic control of the welding process, providing accuracy of reproduction of the preset welding programs, as well as the accuracy of rail ends preparation before welding, cleaning their surface in the places of contact with current-carrying electrodes.

At the E.O.Paton Electric Welding Institute a great amount of experience was gained in the application of technology for PF welding of high-strength rails of different manufacturers in the railroads of Ukraine, Russia, CIS countries, China, USA, where welding machines, designed by PWI, are used. These machines apply systems of in-process monitoring of parameters, which are preset by the programs of process control. After completion of welding of each butt, a computer control system registers all the data about changing parameters, compares them with the preset values and provides information about the existing deviations in real time (see Figure 9). This information comes to the operator's panel and to the diagnostic center, where the evaluation of joints quality is made considering the results of non-destructive and destructive testing. The EMAG Institute has got long-term experience within the scope of monitoring machines and devices, whereas KZESO MACHINERY deals with production and implementation of complex solutions.

Архив (Текущая база)														
Мастер	Минтя	н В.І	н.											
Сварщик Царинный С.А. 30.05.2016														
Дефектоскопист Коваль и 15:18:09														
Номер смены 539														
_	Рб5 - пульсирующее оплавление													
			Б	asa										
Имя Дата Вре	MRI V	S	T U1	U2	I	Vφ	кэф	P	L	ΓI	Vo	ZRB	Ско	Pes ^
36021п-16 3.05.201 22:12	2:24 0,141	27,7	91 376	310	446	1,5	Нет	104	13,9	1,7	50	111,5	Нет	Hpr
36021π-17 3.05.201 22:22	:160,138	27,5	87 378	311	435	1,3	Нет	105	13,8	1,7	51	111,7	Нет	Hpr
36021n-18 3.05.201 22:28	8:40 0,135	27,6	89 378	311	445	1,3	Нет	104	14	1,8	39	108,2	Нет	Hpr
36021п-19 3.05.201 22:40	:17 0,169	27,6	83 377	311	436	1	Нет	106	13,9	1,8	54	110,6	Нет	Hpr
36021n-20 3.05.201 22:4	:430,152	27,6	88 374	311	452	1,3	Нет	104	13,9	1,9	54	110,6	Нет	Hpr
36021n-21 3.05.201 23:0	5:08 0,127	27,6	85 383	311	445	1	Нет	104	13,7	1,7	43	101,2	Нет	Hpr
35961m-1 3.05.201 23:10	5:14 0,115	27,6	85 380	311	452	1,1	Нет	105	13,9	1,7	48	111,3	Нет	Hpr
35961n-2 3.05.201 23:22	2:090,135	27,7	87 377	311	472	1,4	Нет	104	13,9	1,7	54	109,8	Нет	Hpr
▶ 35961π-3 3.05.201 23:33	3:470,135	27,7	88 377	312	430	1,3	Нет	105	13,9	1,9	42	99,8	Нет	Hp:
Image: A state of the state														•
🎹 Таблица 🛛 🖕 Печать														
厕 Найти	💭 Найти													
Все	- График 🚮 Возврат													

Fig. 9. The report on welded joints with welding parameters

The in-process monitoring provides very accurate determination of possible violations of the preset modes of energy input and evaluates the degree of their effect on the quality of joints. In addition, the in-process monitoring system detects deviations of flashing parameters influencing the formation of joints in the final stage of flash welding and upsetting.

In the real conditions of the rail welding equipment operations, particularly in the field conditions, the deviations from the preset parameters are possible. In order to minimize their negative effect on the quality of joints, an adaptive system of automatic control of the preset welding parameters was developed. On the basis of the data accumulated during the in-process monitoring the algorithms of feedbacks were determined in the systems of control of main parameters of the flashing process, which provide stable reproduction of the preset welding programs by their correction. For example, during an unexpected change in the mains voltage and increase in the resistance of welding circuit of the machine due to its overheating, the flashing process may be stopped if the program of voltage changes is rigidly preset. In this case the system of adaptive control will correct the program at which the flashing is continued and the energy input will remain at the preset level.

2. WELDING OF RAILS IN TRACK WITH TENSION

In the construction and repair of continuous welded tracks it becomes necessary to stabilize the stressed state of rail sections. In continuous welded track rails, rigidly fixed on the sleepers, stresses occur, caused by changes in the ambient temperature. In the middle latitudes the changing interval is $90^{\circ}C$ (-45 + $50^{\circ}C$). To reduce the stresses, the tension of the track should be relieved periodically by replacing the rail inserts of the corresponding length 2 times a year (in spring and autumn) [3]. A similar problem arises while relieving stresses when a repair of the continuous welded track is needed Then instead of cutting out the defective area a new rail is inserted which is weldedon to the section in 2 places (Figure 10). In flash-butt welding the rails are shortened and to obtain the necessary allowance for welding of the closing butt, the rail is bent to provide a proper value of the allowance. At the same time the drive of the welding machine should provide high accuracy of rail shortening in the final stage of welding. Such a technology of repair of continuous welded tracks with the use of flash-butt welding is applied at the railroads of Ukraine [2] and other countries.



Fig. 10. Scheme of rail welding in track:

a – mobile rail welding machine K922-1; b – rail welding machine K920; c – rail welding machine K922-1;
 d – scheme of bending of a rail section before welding with its restoration by means of the method of partial disassembly; e – scheme of rail section unfastening before welding with its restoration by means of the tension method

In the process of carrying out such works it was proposed to perform this operation without bending the welded-on rail insert and to obtain the necessary allowance for welding due to the tension of the welded rail sections. The application of pulsating flashing allows to save a two-times bigger allowance for flashing than in continuous flashing. This greatly facilitated the solution of the specified problem.

On the basis of the pulsating flashing process, a complex system for automatic multifactor control of welding parameters, combined with the program, presetting the tension force in the rail sections, was developed at the E.O.Paton Electric Welding Institute. It provides a stable performance of the preset welding modes regardless of the tension force of rail sections. The operator only enters to the computer the data about the temperature at which the welding is carried out.

A successful application of the technology of rail welding with tension during the repair of continuous welded tracks made it possible to offer a more radical solution to stabilize the stressed state of continuous welded tracks. It is based on the suggestion to create constant tensile stresses in welding long rail sections of such a value that no compressive stresses should occur in them during the changes of ambient temperature in the range of 90°C. The calculations show that the tensile stresses were constantly maintained, their maximum rated value exceeded 14 kg/mm² and such a level of stresses is quite acceptable for high-strength rails. The technology of welding with tension is successfully applied by the American company Norfolk which uses the equipment designed by

PWI. Hundreds of kilometers of continuous welded tracks were welded.

3. EQUIPMENT FOR WELDING OF HIGH-STRENGTH RAILS

In the recent decades, at PWI a new generation of mobile rail welding machines was designed, which are manufactured by the Kakhovka plant of electric welding equipment according to the documentation of PWI. The final assembly, implementation as well as guarantee and post-guarantee service of these mobile rail welding machines in Poland are provided by KZESO MACHINERY Ltd. In Table 4 their technical characteristics are given. All the machines are equipped with modern computerized systems of multifactor control of main parameters and fast-response hydraulic drives which allow to perform the technology of welding with the use of pulsating flashing and tension. The drives of the machine develop the upsetting force of 90-150 tons, which allows to use them for welding high-strength rails at different energy input and with tension. The machines are equipped with built-in flash removers which remove flash in a hot state without unclamping the rail section. This is necessary in welding with tension. The weight of the machine was increased by 10-20% as compared to the machines of previous generations used in rail welding. Therefore, they can be used on the available mobile rail welding complexes.

Table 4

Welding	Types of machines											
parameters	К355А-1	K900A-1	K920-1	K921	K922-1	K922-2	К930	К950				
Rated primary current (duty cycle=50%), A	395	395	540	540	540	540	540	540				
Rated power (duty cycle=50%), kVA	150	170	210	210	210	210	210	210				
Transformation coefficient	60	60	54	54	54	54	54	54				
Rated upsetting force, kN (kgf)	450 (45000)	500 (50000)	1000 (100000)	1500 (150000)	1200 (120000)	1200 (120000)	1200 (120000)	1200 (120000)				
Rated clamping force, kN (kgf)	1250 (125000)	1200 (120000)	2500 (250000)	3750 (375000)	2900 (290000)	2900 (290000)	2900 (290000)	2900 (290000)				
Upsetting speed at idle mode, mm/s, not less than	20	25	35	35	40	50	50	50				
Machine travel, mm	70	70	90	150	100	150	200	250				
Mass of welding head, kg, not more than	2375	2500	2900	4200	3450	3500	3500	3500				
Mass of delivery set, kg, not more than	4000	4100	4500	6000	5100	5150	5200	5250				
Dimensions $(B \times H \times L)$, mm	$\begin{array}{c} 810 \times 1059 \\ \times 1140 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1030 \times 1140 \\ \times 1550 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1060 \times 1195 \\ \times 1600 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1190 \times 1400 \\ \times 2430 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1060 \times 1300 \\ \times 1895 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1060 \times 1300 \\ \times 2050 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1060 \times 1300 \\ \times 2095 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1060 \times 1300 \\ \times 2145 \end{array}$				

Characteristics of welding machines

4. CONCLUSIONS

The technology of flash-butt welding of highstrength R260 and R350HT rails was developed to provide the properties of welded joints required by the standards of the EU and the railroads of Poland. The technology is based on a welding method using pulsating flashing, developed by the E.O. Paton Electric Welding Institute.

It was found out that, while welding high-strength rails, to obtain the required mechanical properties of welded joints, it is necessary to reduce the energy input in welding as compared to the existing technologies accepted for the joints of not heat-treated rails.

In welding with the reduced energy input the requirements to admissible deviations from the preset optimal welding conditions become more rigid.

In rail welding machines of a new generation K922 the systems of automatic multifactor process control flashing are installed, providing the accurate reproduction of the preset technologies of welding highstrength rails during the repair and construction of railway tracks.

The use of the machine K922 allows to perform a new technology for the stabilization of the temperature-stressed state of continuous welded tracks by using welding with tension.

The cooperation between PWI and EMAG enables to develop complex solutions within the scope of automation, control and visualization of machine operations and processes. These solutions will be implemented in Poland by KZESO MACHINERY Ltd.

References

 Czyczuła W: Stan nauki w dziedzinie dróg kolejowych – diagnoza i rozwój. (State of the art in the domain of railroads – diagnosis and development). In: Material of the 12th Scientific Conference on Railrodas. Gdańsk-Sobieszewo, pp. 95-100, 2003

- Czyczuła W.: Tory kolejowe modele matematyczne. Koleje rozjazdy – modele matematyczne. Szyny bezstykowe spawane (Railway tracks – mathematical models. Rails – railroad switches – mathematical models. Contactless welded rails). Poznań University of Technology
- Danilenko E.I.: Technical recommendations on organizing, laying out, repair and maintenance of continuous welded track at the railroads of Ukraine. Ukrainian Transport, 2002
- European standard EN 14587-1-2007 EN 14587-1-2007 CEN – European Committee on Standardization.
- Kuchuk-Yatsenko S.I.: Defects of joints of high-strength rails produced using flash-butt welding. Avtomaticheskaya Svarka, 9, pp. 3-9, 2013
- Kuchuk-Yatsenko S.I.: Technology and equipment for flash-butt welding of high-strength rails, Avtomaticheskaya Svarka, 11, pp. 129-138, 2008
- Kuchuk-Yatsenko S.I.: Technology and new generation of equipment for flash-butt welding of high-strength rails of modern production in the construction and reconstruction of high-speed railway lines. Avtomaticheskaya Svarka, 6, pp. 32-38, 2012.
- Patent UA 46820, 6 V 23K 11/04, S2 Ukraine. Method of flashbutt welding, Published 17.06.2002.
- 9. Tokareva A.E.: *Restoration of defective rail sections*, Put' and Putevoye khozyajstvo, 4, 2002.
- Wojtas P., Kozłowski A.: *Innowacyjne rozwiązania CNP EMAG* (Innovative solutions of CNP EMAG). SEMAG Symposium: Electric power engineering and automation in the mining industry, Szklarska Poręba, 2013.

SERGEI IVANOVICH KUCHUK-YATSENKO A.V. DIDKOVSKY V.I. SHVETS E.V. ANTIPIN The E.O.Paton Electric Welding Institute Of The Nas Of Ukraine, 11, Kazimir Malevich St, Kiev, 03680, Ukraine office@paton.kiev.ua

PIOTR WOJTAS KZESO MACHINERY Ltd. ul. 4 Karoliny 4, 40-186 Katowice, Poland piotr.wojtas@kzeso.pl

ARTUR KOZŁOWSKI Institute of Innovative Technologies EMAG ul. Leopolda 31, 40-186 Katowice, Poland artur.kozlowski@ibemag.pl

Możliwości predykcji wstrząsów na podstawie analizy zjawisk maksymalnych emisji sejsmicznej w systemie INGEO

Predykcja czasu wystąpienia wstrząsów w systemie INGEO oparta jest na analizie emisji sejsmicznej rejestrowanej w systemie sejsmoakustycznym. Sygnały emisji są generowane pekaniem górotworu wywołanym eksploatacją. Emisja taka charakteryzuje się dużą aktywnością zjawisk, która umożliwia prowadzenie poprawnej analizy statystycznej metodą hazardu, uzyskując również odpowiednio wysoką rozdzielczość wyników interpretacji. Metoda hazardu oparta jest na analizie zjawisk maksymalnych, czyli zjawisk o maksymalnej energii. Zastosowanie tej metody daje znaczną eliminację zakłóceń, a jednocześnie umożliwia ocenę prawdopodobieństwa wystąpienia zjawisk wysokoenergetycznych (wstrząsów). Analiza hazardu realizowana jest na podstawie dwóch podstawowych cech emisji sejsmicznej, a mianowicie: energii zjawisk, oraz odstępów czasu między kolejnymi zjawiskami. Cechy te są zmiennymi losowymi o rozkładzie statystycznym, który jest opisywany modelem Weibull`a. Na podstawie tego modelu prowadzona jest estymacja parametrów rozkładu statystycznego tych cech, które stanowią podstawę do wyznaczania parametrów hazardu. Analiza realizowana jest w oparciu o dane pomiarowe pobierane z okna T, czyli przedziału czasu rzędu godzin. Okno to jest przesuwane z krokiem d i powtarzane są obliczenia. Wykorzystując parametry hazardu zdefiniowano funkcję ryzyka $FW_t(Q_E,T)$, będącą miarą zagrożenia wystąpieniem wstrząsów. Funkcja ta jest zależna od czasu realnego t, który jest określony, jako czas prawego brzegu okna T. Stanowi ona podstawe do opracowania kryteriów stanu zagrożenia tapaniami, jak również jej przebieg może być wykorzystany do oceny czasu wystąpienia wstrząsów. Należy podkreślić, że moment wystąpienia wstrząsu jest zmienną losową i może być wyznaczony z dokładnością do swojego przedziału ufności, z określonym prawdopodobieństwem.

Słowa kluczowe: emisja sejsmiczna, metoda hazardu, strumień zdarzeń, model Weibull'a, wstrząsy, zagrożenie sejsmiczne

1. WPROWADZENIE

Na skutek prowadzonej eksploatacji podziemnej wytwarza się w górotworze otaczającym wyrobiska górnicze, niekorzystny stan naprężeń. Gdy zostaną przekroczone wartości wytrzymałości krytycznych, wówczas rozpoczyna się pękanie skał. Pękanie przebiega w określony sposób aż do momentu wystąpienia wstrząsu [9]. Pękanie jest zjawiskiem fizycznym, które nie podlega bezpośrednim obserwacjom. Można jednak pośrednio wnioskować o jego przebiegu, ponieważ wytwarza ono drgania rozchodzące się w górotworze w formie emisji sejsmicznej [8].

Artykuł jest poświęcony problematyce opracowania sposobu oceny stanu zagrożenia tąpaniami oraz predykcji czasu wystąpienia wstrząsów, zastosowanego w systemie INGEO. Sposób ten oparty jest na

analizie niskoenergetycznej emisji sejsmicznej rejestrowanej systemem sejsmoakustycznym. Analiza w przedmiotowym zakresie prowadzona jest na podstawie dwóch podstawowych cech emisji, a mianowicie energii zjawisk i odstępów czasu między kolejnymi zjawiskami. Rejestrowana w tym zakresie emisja posiada dużą aktywność dochodzącą nawet do kilkudziesięciu zjawisk na minutę. Charakteryzuje się ona dużym stopniem losowości, oraz może zawierać znaczny poziom zakłóceń. Dlatego jej badanie prowadzone jest metodami probabilistycznymi. Przedstawiona tutaj koncepcja rozwiązania przedmiotowego problemu, realizowana jest na drodze analizy zjawisk maksymalnych emisji sejsmicznej metodą hazardu [6]. Prowadząc detekcję zjawisk maksymalnych uzyskujemy znaczną eliminację zakłóceń, a dalsze usuwanie zakłóceń dokonuje sie w trakcie estymacji rozkładów statystycznych cech emisji. Natomiast zastosowanie stochastycznej analizy hazardu umożliwia ocenę prawdopodobieństwa wystąpienia zjawisk o maksymalnej energii (wstrząsów). Zjawiska maksymalne określane są na podstawie ich energii. Wiadomo, że nie jest możliwa dokładna lokalizacja źródeł emisji w zakresie niskoenergetycznych zjawisk, czyli pęknięć o małych rozmiarach, ponieważ stosunkowo niewielkie sygnały świadczące o tej emisji docierają do małej liczby czujników. Dlatego nie jesteśmy w stanie ocenić energii fizycznej tych zjawisk, ponieważ do jej wyznaczenia konieczna jest znajomość odległości pomiędzy źródłem drgań a miejscem rejestracji. W związku z tym przyjęto, aby energię tą określać, jako kwadrat normy rejestrowanych sygnałów [2]. Ponieważ źródła emisji są rozmieszczone losowo w górotworze, dlatego tak określona energia podlega rozrzutowi statystycznemu, co powoduje w niej udział czynnika losowego. Omawiane odstępy czasu są wielkościami fizycznymi, praktycznie nie zależa od rozkładu przestrzennego źródeł, a ich wartości moga być oceniane z dużą precyzją. Należy nadmienić, że istnieje liniowa zależność statystyczna pomiędzy logarytmami energii zjawisk a odstępami czasu między momentami ich wystąpień. Orzeka ona, że do wytworzenia się zjawisk sejsmicznych o większych energiach potrzebny jest dłuższy odstęp czasu. Zależność ta została sformułowana i udokumentowana w zakresie wstrząsów, dla których było możliwe określenie energii fizycznej [3]. Dlatego przyjęto, że w sensie statystycznym cecha ta pośrednio może reprezentować energię zjawisk. Wymienione cechy emisji sejsmicznej są zmiennymi losowymi o rozkładach statystycznych opisywanych modelem Weibull'a. Znajomość rozkładu statystycznego omawianych cech umożliwia ocenę parametrów hazardu pod warunkiem, że energia zjawisk przekracza zadany poziom Q_E . Estymacja tych wielkości prowadzona jest na podstawie danych pobieranych z przedziału czasu T (okna), o wielkości rzędu godzin. Na podstawie omawianych parametrów hazardu zostało zdefiniowane tzw. ryzyko wystąpienia wstrząsu, przypisane do okna T. Z kolei przesuwając omawiane okno z krokiem d, uzyskamy jego przebieg w formie "funkcji ryzyka" $FW_t(Q_E,T)$, której zmienną niezależną jest czas realny t. Na podstawie przebiegu tej funkcji prowadzona jest ocena stopnia zagrożenia tąpaniami oraz predykcja momentów wystąpienia wstrząsów.

2. SPOSÓB OCENY ZAGROŻENIA TĄPANIAMI I PREDYKCJI CZASU WYSTĄPIENIA WSTRZĄSÓW, REALIZOWANY METODĄ HAZARDU

Wstrząsy górnicze charakteryzuje znaczny udział czynnika losowego, dlatego ocena zagrożenia tapaniami i predykcja czasu wystąpienia wstrząsów są realizowane metodami stochastycznymi. Skutkiem niekorzystnego stanu naprężeń, wywołanego eksploatacją, jest pękanie górotworu. Na ogół poszczególne pęknięcia są ze sobą powiązane tworząc tzw. procesy pękania. Przy dużych wartościach naprężeń rosną również rozmiary pęknięć. Jeżeli wstrząs spowoduje odpowiedni spadek wartości naprężeń, wówczas stanowi on zakończenie procesu pękania. Przedstawiony sposób oparty jest na analizie emisji sejsmicznej, która odwzorowuje procesy pękania górotworu. Przyjmuje się, że zarówno poszczególne pęknięcia jak i wywołane nimi zjawiska emisji mają ten sam charakter losowy. Badanie realizowane jest na podstawie cech emisji, czyli energii zjawisk (sygnałów) oraz odstępów czasu między zjawiskami, które sa zmiennymi losowymi o znanym rozkładzie statystycznym. Rozwiązywania przedmiotowych zadań metodami probabilistycznymi nie prowadzi się bezpośrednio na podstawie cech emisji, lecz jest oparte na analizie parametrów opisujących ich rozkłady statystyczne. Parametry te estymowane (oceniane) sa na podstawie odpowiednich zbiorów danych pomiarowych. W omawianej problematyce elementami tych zbiorów są zjawiska sejsmiczne lub sygnały drgań sejsmicznych, zarejestrowane w przedziałach czasu (oknach) T o określonej wielkości, np. jednej godziny. Do prowadzenia analiz statystycznych, jak również uzyskiwania ocen przebiegu zagrożenia wystąpieniem wstrząsów, konieczna jest znajomość: prawa opisującego rozkłady statystyczne cech emisji oraz modelu funkcji odwzorowującej stany zagrożenia.

3. MODELE ROZKŁADÓW STATYSTYCZNYCH CECH, ZJAWISK MAKSYMALNYCH, EMISJI SEJSMICZNEJ

Pękanie górotworu jest zjawiskiem fizycznym, które nie podlega bezpośrednim obserwacjom. Pęknięcia wywołują drgania, które rozchodzą się w ośrodku skalnym w formie emisji sejsmicznej. Rejestrowane sygnały emisji stanowią podstawę do wnioskowania, na zasadzie zagadnienia odwrotnego, o przebiegu pękania. Rejestracja emisji sejsmicznej prowadzona jest za pomocą czujników odpowiednio rozmieszczonych w górotworze. Zjawisko sejsmiczne jest określone przez zbiór zarejestrowanych sygnałów pochodzących od tego samego źródła. Dlatego zjawiska sejsmiczne odwzorowują poszczególne pęknięcia. Miarą rozmiarów pęknięć jest energia, odpowiadających im, zjawisk sejsmicznych, natomiast czasy ich wystąpienia są utożsamiane z czasami początku rejestracji zjawisk. Zarówno czasy wystąpienia pęknięć jak i ich rozmiary są wielkościami losowymi o określonych rozkładach statystycznych. Celem badań jest analiza prowadzona pod kątem rozwoju rozmiarów zjawisk, czyli pęknięć, spowodowanych stanem naprężeń. W tym przypadku powstające pęknięcia są zależne od siebie w czasie i układają się w ciągi zwane procesami pekania.

Badanie procesu pękania, oparte jest na analizie maksymalnych zjawisk sejsmicznych. Zjawiska maksymalne mogą być określane na dwa sposoby: gdy sygnał pochodzący od zjawiska został zarejestrowany na wielu stanowisk pomiarowych, lub wprost na podstawie energii sygnałów. Zjawiska maksymalne stanowią właściwe dane do wnioskowania o rozwoju procesu pękania, aż do momentu wystąpienia wstrząsów. Ocena rozwoju pękania realizowana jest na podstawie analizy parametrów rozkładu statystycznego cech emisji sejsmicznej, czyli: energii zjawisk E_k oraz odstępów czasu między zjawiskami u_k . Cechy te, będące zmiennymi losowymi, powiązane są liniową zależnością statystyczną [3], którą można wyrazić następująco:

$$\log \frac{E_k}{E_0} = \alpha \left(\frac{u_k}{u_0} - 1 \right) + \varepsilon_k \tag{1}$$

gdzie:

 α – współczynnik,

 E_k oraz u_k – realizacje zmiennych losowych, czyli wartości, które przyjmują omawiane cechy,

 E_0 oraz u_0 – wartości odniesienia,

 ε_k – odchyłki losowe.

Ze statystyki wiadomo [14], że w tym przypadku rozkłady statystyczne tych cech opisywane są tym samym modelem. Proces pękania jest jednorodny wówczas, gdy rozkład statystyczny cech emisji opisuje jednoparametrowy model wykładniczy [1]:

$$F(\zeta) = \begin{cases} 0 & dla \\ 1 - \exp\left[-\beta^{-1}\zeta_k\right] & dla & \zeta_k \ge 0 \end{cases}$$
(2)

gdzie:

 ζ_k – wartości, które przyjmuje zmienna losowa, w przypadku energii:

$$\zeta_k = \log \frac{E_k}{E_0},$$

w przypadku odstępów czasu:

$$\zeta_k = \frac{u_k}{u_0} - 1,$$

 E_k – energie zjawisk,

u_k – odstęp czasu między kolejnymi zjawiskami,

 E_0 oraz u_0 – wartości odniesienia.

Dla większych wartości naprężeń obserwuje się tendencje wzrostowe rozmiarów pęknięć [10], a tym samym zwiększają się odstępy czasu między zjawiskami. Powoduje to niejednorodność w przebiegu procesów pękania. W praktyce efekt niejednorodności wyraża się tym, że rozkłady statystyczne omawianych cech zależą od kilku parametrów. Procesy takie są określane mianem podwójnie stochastycznych strumieni zdarzeń albo procesami Coxa [11]. W przypadku emisji sejsmicznej rozkłady statystyczne omawianych cech opisuje model Weibull`a [13], [1]:

$$F(\zeta) = \begin{cases} 0 & dla \quad \zeta_k < 0\\ 1 - \exp\left[-\lambda^{-1} \cdot \zeta_k^{\gamma}\right] & dla \quad \zeta_k \ge 0 \end{cases}$$
(3)

gdzie:

 λ oraz γ – parametry przy czym $\lambda > 0$, $\gamma > 0$, w przypadku energii zjawisk parametr $\gamma \ge 1$ natomiast w przypadku odstępów czasu między zjawiskami $0 < \gamma \le 1$, reszta oznaczeń jak wyżej.

Gdy parametr $\gamma = 1$, wówczas model ten opisuje rozkład prawdopodobieństwa cech jednorodnego strumienia zdarzeń (2). Wynika stąd, że parametr γ może stanowić kryterium umożliwiające prowadzenie detekcji składowej rosnącej { γ_i } strumienia zdarzeń. Wartość oczekiwana $M[\zeta] = m_{\zeta}$ cech emisji sejsmicznej wyraża się następująco: gdzie:

 $\Gamma(\bullet)$ jest funkcją gamma Eulera.

Ostatecznie należy stwierdzić, że rozkłady statystyczne obydwu omawianych cech emisji opisywane są modelem Weibull'a (3).

4. FUNKCJA OPISUJĄCA PRZEBIEG ZAGROŻENIA WYSTĄPIENIEM WSTRZĄSÓW, MODELOWANA ZA POMOCĄ PARAMETRÓW HAZARDU

Analizując przebieg procesów pękania górotworu istnieje możliwość oceny tendencji jego rozwoju w kierunku wzrastających rozmiarów, a tym samym wzrastających energii zjawisk. Mając to na uwadze opracowano model funkcji opisującej przebieg rozwoju zagrożenia wystąpieniem wstrząsów, której wartość jest przypisana do zadanego przedziału czasu T tzw. okna informacyjnego. Do wyznaczania tej funkcji konieczne jest określenie odpowiednich funkcjonałów pod warunkiem, że energia zjawisk w oknie T przekracza zadany poziom progowy Q_E . Postępuje się podobnie jak w metodzie hazardu sejsmicznego, oceniając funkcjonał, który określa prawdopodobieństwo przewyższenia, przez energię zjawisk, poziomu progowego Q_E . Przez sejsmologów prawdopodobieństwo to jest nazywane w metodzie hazardu "ryzykiem sejsmicznym" [12], [15]. W przypadku rozważanej emisji sejsmicznej, znajomość rozkładu statystycznego (3) umożliwia określenie tego prawdopodobieństwa przypisanego do okna T w następującej postaci [3]:

$$R(Q_E,T) = 1 - \exp\left[-N(Q_E,T)\right]$$
(5)

gdzie:

N – jest liczbą wszystkich zjawisk maksymalnych zawartych w oknie *T*, natomiast $N[Q_E,T]$ – jest liczbą zjawisk, których energia przekracza wartość progową Q_E .

Liczbę zjawisk, których energia przekracza wartość progową Q_E , można wyrazić następująco:

$$N(Q_E,T) = N[1 - F(Q_E)]$$
(6)

gdzie:

 $F(Q_E)$ – jest prawdopodobieństwem opisywanym modelem (3).

Bardzo przydatny w praktyce jest funkcjonał określający wartość oczekiwaną liczby zjawisk sejsmicznych $M[Q_E,T]$ przekraczających poziom Q_E , a mianowicie:

$$M(Q_E,T) = R(Q_E,T) \cdot N(Q_E,T)$$
(7)

Funkcja opisująca przebieg zagrożenia wystąpieniem wstrząsów, oznaczona symbolem $FW_t(Q_E,T)$ została zdefiniowana w formie iloczynu $M_t[Q_E,T]$, opisywanego zależnością (7), oraz składnika \hat{Nt} (*T*) reprezentującego wartość oczekiwaną liczby wszystkich zjawisk maksymalnych zarejestrowanych w oknie *T*.

$$FW_t(Q_E,T) = M_t(Q_E,T) \cdot \hat{N}_t(T)$$
(8)

Składnik $\hat{N}t$ (*T*) jest estymowany na podstawie odstępów czasu między zjawiskami $\zeta = U$, dzieląc wielkość okna *T* przez wartość oczekiwaną m_u opisywaną zależnością (4) wówczas otrzymamy:

$$\hat{N}(T) = \frac{T}{\Gamma(\hat{\gamma}^{-1})} \hat{\gamma} \cdot \hat{\lambda}^{-\frac{1}{\hat{\gamma}}}$$
(9)

gdzie wartości z daszkami są estymatorami parametrów $\hat{\lambda}$ i $\hat{\gamma}$, wyznaczonymi na podstawie odstępów czasu między zjawiskami zawartymi w oknie v.

Powyższe wielkości estymowane są w przesuwanym oknie informacyjnym T z krokiem d, uzyskując przebieg zmienności funkcji (8) zależny od czasu $FW_t(Q_E,T)$. Funkcja ta jest próbkowana równomiernie z krokiem d. Czas t jest czasem realnym, określony, jako moment prawego brzegu okna T, czyli wszystkie zjawiska zawarte w oknie T mają czasy wystąpienia mniejsze od t. Funkcja (8), w porównaniu z klasyczną definicją w formie prawdopodobieństwa $R_t[Q_E,T]$, charakteryzuje się znacznie większą rozdzielczością. Powoduje to składnik $M_t[Q_E,T]$, który jest monotonicznie rosnący, dla rosnących wartości argumentu, o wiele szybciej niż prawdopodobieństwo $R_t[Q_F,T]$. Natomiast drugi składnik tej funkcji $\hat{N}t$ (T), reprezentujący aktywność emisji w oknie, opisuje jej spadek wywołany zatrzymaniem przemieszczeń w górotworze, poprzedzający momenty wystąpienia wstrząsów.

Słuszne jest stwierdzenie, że na drodze analizy statystycznej wartości maksymalnych zjawisk emisji sejsmoakustycznej metodą hazardu, możliwa jest identyfikacja procesów przebiegających w czasie poprzedzającym momenty wystąpienia wstrząsów. Procesy te to: narastanie rozmiarów zjawisk oraz efekt zatrzymania przemieszczenia w górotworze. Na rysunkach (1) i (2) zilustrowano przebiegi omawianej funkcji $FW_t(Q_E,T)$, estymowanej na podstawie emisji sejsmicznej rejestrowanej systemem sejsmoakustycznym.



Rys. 1 Przebieg funkcji ryzyka $FW_t(Q_E,T)$ ilustrujący przykład, gdy moment wystąpienia wstrząsu t_{ws} pojawił się po jej maksimum



Rys. 2 Przebieg funkcji ryzyka $FW_t(Q_E,T)$ obrazujący przykład gdy moment wystąpienia wstrząsu t_{ws} pojawia się przed maksimum funkcji

Na rysunku 1 moment wystąpienia wstrząsu *t_{ws}* pojawił się po maksimum funkcji. Wynika stąd, że wstrząs ten spowodował odprężenie górotworu, a wartości funkcji obniżyły się do poziomu tła. Jest to klasyczny przykład zachowania się funkcji opisującej stany zagrożenia wystąpieniem wstrząsów.

Na rysunku 2 przedstawiono przykład, gdy moment wystąpienia wstrząsu t_{ws} pojawia się przed maksimum funkcji. Sytuacja taka ma miejsce wówczas, gdy wstrząs o stosunkowo małej energii nie spowodował odprężenia górotworu, i wartości funkcji dalej wzrastają. Dopiero wstrząs o dużej energii, który wystąpił po maksimum, spowodował odprężenie oraz jej spadek do poziomu tła. Na zakończenie należy wyjaśnić, że w odróżnieniu od przyjętego w sejsmologii "ryzyka sejsmicznego", które jest pojęciem globalnym, wprowadzone tutaj pojęcie "funkcji ryzyka" ma charakter lokalny i jest funkcją czasu realnego.

5. PODSUMOWANIE

Głównym celem pracy jest przedstawienie możliwości oceny momentu wystąpienia wstrząsu. Ocena ta prowadzona jest na podstawie funkcji ryzyka opisującej stan zagrożenia wystąpieniem wstrząsów. Do rozwiązania tego problemu zastosowano metodą hazardu, która jest oparta na analizie statystycznej energii zjawisk maksymalnych emisji sejsmicznej, czyli zjawisk

o maksymalnych energiach. Analiza hazardu prowadzona jest na podstawie danych pobieranych z przedziałów czasu (okien) o wielkości rzędu godzin. Przedstawiono model funkcji opisującej w czasie rzeczywistym przebieg zagrożenia wystąpieniem wstrząsów. Funkcja ta określona jest za pomocą parametrów hazardu wyznaczanych pod warunkiem, że energia zjawisk sejsmicznych przewyższa zadany poziom progowy. Jej wartości rosną monotonicznie wraz ze wzrostem naprężeń. Wynika stąd, iż momenty wystąpienia wstrząsów pojawiają się po jej maksimach pod warunkiem, że spowodują one odprężenie górotworu. W przypadku wzrostu wartości naprężeń funkcja ta charakteryzuje się przebiegiem ściśle rosnącym aż do momentu zakończenia procesu pękania.. Moment ten może być interpretowany, jako czas wystąpienia wstrzasu, pod warunkiem, że spowodował on spadek naprężeń do poziomu poniżej wartości wytrzymałości krytycznej skał. Moment ten występuje zawsze po czasie, w którym funkcja osiąga maksimum. Mogą jednak wystąpić przypadki, w których wstrząsy pojawiają się przed maksimum omawianej funkcji. Ma to miejsce wówczas, gdy nie spowodują one odprężenia górotworu a wartości naprężeń dalej rosną, tym samym wzrastają wartości funkcji zagrożenia. Sytuacje te zostały zilustrowane na załączonych rysunkach (1) i (2), gdzie przedstawiono przykłady praktyczne obrazujące przebiegi funkcji ryzyka. Przedstawione w tej pracy wyniki wskazują, jak to zilustrowano na rysunkach (1) i (2), że zagrożenie zaczyna wzrastać od kilkunastu do kilkudziesięciu godzin przed momentem wystąpienia wstrząsu. Natomiast po odprężeniu - przez wstrzas, zagrożenie spada w ciągu kilku godzin do poziomu tła, a następny wstrząs nie może wystąpić aż do ponownego wzrostu wartości funkcji ryzyka. Teza ta potwierdza się w wynikach wielu prac między innymi: [3], [4], [5], [6], [7], [14] i [8]. Należy stwierdzić, że moment wystąpienia wstrząsu jest zmienną losowa, a jego wartość, z określonym prawdopodobieństwem, jest zawarta w przedziale ufności. Zatem, odstęp pomiędzy czasem maksimum a momentem wystąpienia wstrząsu jest zależny od przedziału ufności oraz od wielkości okna. Na podstawie przedstawionych w tej pracy rozważań wynika, że jedynie na podstawie analizy słaboenergetycznej emisji sejsmicznej, rejestrowanej w systemie INGEO, istnieje możliwość wiarygodnej oceny stanu zagrożenia tapaniami oraz oceny momentów wystąpienia wstrząsów. Reasumując należy stwierdzić, że badania w tym zakresie powinny być kontynuowane, ponieważ przyczynią się do poprawy bezpieczeństwa pracy oraz utrzymania ciągłości eksploatacji. Na podstawie analizy przebiegu omawianej funkcji ryzyka można również oceniać wielkość czasu wyczekiwania po wstrząsie.

Literatura

- Cianciara A.: System of Monitoring Strong Tremors Occurence on the Base of Analysis the Seismoacoustic Emission. Rozprawa doktorska, Biblioteka AGH Kraków, 2000.
- Cianciara, A., Cianciara, B.: The issue of geodynamics processes identification caused by mine exploitation. Geoinformatica Polonica, 2004, 6, s. 17-32.
- Cianciara, A., Cianciara, B., Takuska-Węgrzyn, E.: A Method of Evaluating the Threat of Tremors on the Basis of an Analysis of the Degree of Non-homogeneity of the Seismoacoustic Emission Process. Archives of Mining Sciences, 2004, 49(3), s. 405-416.
- Cianciara, A., Cianciara, B.: Method of Evaluation of Mining Tremors Prediction on the Basis of the Analysis of Asymmetry of Seismoacoustic Signals Emission. Archives of Mining Sciences, 2005, 50(3), s. 317-326.
- 5. Cianciara, A., Cianciara, B.: The Meaning of Seismoacoustic Emission for Estimation of Time of Mining Tremors Occurrence. Archives of Mining Sciences, 2006, 51(4), s. 463-575
- Cianciara A., Cianciara B., Isakow Z.: Sposób monitorowania zagrożenia tąpaniami oparty na analizie emisji sejsmoakustycznej metodę hazardu sejsmicznego. Mechanizacja i Automatyzacja Górnictwa, 2006, 10, s. 5-11.
- Cianciara A., Cianciara B.: Method of predicting tremors on the basis of seismic emission registered in exploitation workings. Tectonophysics, 2008, 456(1), s. 62-66.
- Cianciara, A.: Possibilities of Tremor Risk Level Predicting Based on the Rock Mass Cracking Process Analysis. Archives of Mining Sciences, 2010, 55(1), s. 115-122.
- Goszcz A.: Elementy mechaniki skał oraz tąpania w polskich kopalniach węgla i miedzi. PAN IGSMiE Kraków, 1999.
- Jaeger C., Cook N.G.W.: Fundamentals of Rock Mechanics. London Chapman and Hall, 1969.
- Kowalenko I. N., Kuzniecow N. J., Szurienkow W. M.: Procesy stochastyczne. PWN, Warszawa, 1989.
- Lomnitz C.: Global Tectonics and Earthquake Risk. Elsevier, Amsterdam, 1974.
- Lasocki S.: Weibull distribution as a model for sequence of seismic events induced by mining. Acta Geophysica Polonica, 1993, 41(2), s. 101-111.
- Papoulis A.: Prawdopodobieństwo, zmienne losowe i procesy stochastyczne. WNT, Warszawa, 1972.
- Silverman, B.W.: Density estimation for statistics and data analysis. Chapman and Hall, London, 1986.
- Takuska-Węgrzyn, E.: Application of statistical methods for evaluation of rock-burst risks in copper ore mine conditions. Archives of Mining Sciences, 2008, 53(1), s. 23-30.

Artykuł powstał w wyniku realizacji projektu o akronimie INGEO, pt. Innowacyjne metody i system do oceny zagrożenia tąpaniami na podstawie probabilistycznej analizy procesu pękania i geotomografii online, dofinansowanego przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju w ramach Programu Badań Stosowanych, nr umowy PBS2/B2/8/2013.

> BOGDAN CIANCIARA, dr hab. inż. ZBIGNIEW ISAKOW, dr inż. KAZIMIERZ SICIŃSKI, mgr inż. {Zbigniew.Isakow,K.Sicinski}@ibemag.pl Instytut Technik Innowacyjnych EMAG ul. Leopolda 31, 40-189 Katowice

ALEKSANDER CIANCIARA, dr inż. alexc@geol.agh.edu.pl Katedra Geoinformatyki i Informatyki Stosowanej Akademia Górniczo Hutnicza al. A. Mickiewicza 30, 30-059 Kraków

Wpływ zakłóceń sygnałów wejściowych regulatorów w układzie polowo-zorientowanym z silnikiem pierścieniowym na przebieg prędkości obrotowej

W ramach niniejszej pracy zbadano układ polowo-zorientowany z silnikiem pierścieniowym zwartym. Wprowadzano addytywne sygnały zakłócające do sygnałów wejściowych regulatorów tego układu sterowania. Obserwowano przebieg prędkości obrotowej, który był wyjściem układu. Sygnałami zakłócającymi były sygnały sinusoidalne o znanej częstotliwości. Układ FOC był zoptymalizowany parametrycznie przy wykorzystaniu algorytmu ewolucyjnego. Badania przeprowadzono metodą komputerową korzystając z oprogramowania MATLAB/Simulink.

Słowa kluczowe: silnik pierścieniowy, układ polowo-zorientowany, odkształcenie, fala sinusoidalna

1. WPROWADZENIE

Do sterowania prędkością obrotową nowoczesnych układów sterowania wykorzystuje się sterowniki wektorowe [2, 3, 4, 7, 8, 10, 12]. Oferuja one większa dynamikę układu niż sterowniki skalarne. Obecnie stosowane metody sterowania wektorowego to: metoda bezpośredniego sterowania momentem elektromagnetycznym (Direct Torque Control) [7, 8, 10] oraz metoda sterowania polowo-zorientowanego (ang. Field Oriented Control) [3, 4, 5, 7, 8, 10]. Przedmiotem dalszych badań jest układ FOC. Układ ten występuje w licznych odmianach. Do dalszej analizy wybrano układ bezpośredniego sterowania polowo zorientowanego (ang. Direct Field Oriented Control – DFOC) z liniowymi regulatorami typu PI (dwa regulatory pradu, regulator momentu elektromagnetycznego, regulator strumienia elektromagnetycznego oraz regulator prędkości obrotowej). W procesie ewolucyjnej optymalizacji parametrycznej zostało obliczonych 10 parametrów regulatorów (5 wzmocnień regulatorów PI oraz 5 współczynniki zależnych od czasów zdwojenia regulatorów PI w pętli regulacji) [3, 4, 5].

2. BADANY UKŁAD STEROWANIA

Układ DFOC przedstawiono na rys. 1.



Rys. 1. Układ bezpośredniego sterowania polowo-zorientowanego [3, 4, 5, 7, 8, 10]

- Przyjęto oznaczenia:
- ω_s zadana prędkość obrotowa sterowanego silnika pierścieniowego,
- OS- moduł osłabienia strumienia elektromagnetycznego,
- F falownik,
- PI liniowe regulatory typu PI,

- U_d napięcie odniesienia falownika F,
- u, i- napięcia i prądy fazowe silnika,
- ω bieżąca wartość prędkości obrotowej silnika pierścieniowego,
- $\cos \gamma_s$, $\sin \gamma_s$ cosinus i sinus kąta potrzebnego do transformacji z układu xy do układu ABC,
- Ψs estymowana wartość strumienia magnetycznego silnika,
- m_e estymowana wartość momentu elektromagnetycznego silnika.
- M silnik pierścieniowy małej mocy,
- T tachoprądnica.

Układ ten charakteryzuje się tym, że cosinus i sinus kąta γ_s , są obliczane na podstawie pomiarów prądów i napięć fazowych oraz na podstawie modelu matematycznego silnika pierścieniowego zwartego (parametry modelu matematycznego tego silnika zostały wcześniej obliczone przez inny algorytm ewolucyjny [7, 8, 10]). Proces optymalizacji parametrycznej [11] tego układu sterowania przeprowadzono również przy zastosowaniu algorytmu ewolucyjnego. Wykonano obliczenia żądanych parametrów regulatorów [3, 4, 5]. Wyniki tych obliczeń zaprezentowano w tabeli 1.

Tabela 1 Obliczone nastawy regulatorów PI układu DFOC z silnikiem pierścieniowym zwartym przez algorytm ewolucyjny

K _{p,1}	K _{p,2}	K _{p,3}	K _{p,4}	K _{p,5}	T _{p,1}	T _{p,2}	T _{p,3}	T _{p,4}	T _{p,5}	F _t [obr/min]
2.00	5.00	5.00	9.00	15.0	0.40	0.30	2.00	0.10	0.10	$2.27*10^{5}$

Przyjęte oznaczenia:

- K_{p,1} wzmocnienie regulatora prądu w pętli regulacji strumienia magnetycznego,
- K_{p,2} wzmocnienie regulatora prądu w pętli regulacji regulatora prędkości,
- K_{p,3} wzmocnienie regulatora strumienia magnetycznego,
- K_{p,4} wzmocnienie regulatora momentu elektromagnetycznego,
- K_{p,5} wzmocnienie regulatora prędkości obrotowej,
- T_{p,1}; T_{p,2}; T_{p,3}; T_{p,4}; T_{p,5} współczynniki zależne od czasów zdwojenia regulatorów w pętli regulacji odpowiednio jw.
- Ft kryterium jakości będące sumą modułów różnic wartości prędkości obrotowej wygenerowanej przez model matematyczny układu sterowania na podstawie bieżących nastaw regulatorów i wartości zadanej prędkości obrotowej układowi sterowania w dyskretnych momentach czasu (krok czasu symulacji - 0.001 s; czas symulacji - 5 s).

Przebiegami zadanymi do badanego układu sterowania były:

- skokowe zmiany prędkości obrotowej, którą miał realizować układ DFOC,
- skokowa zmiana momentu obciążenia po ustaleniu się prędkości obrotowej.

Idealne przebiegi prędkości obrotowej (rys. 2): zadany (b) oraz zrealizowany przez układ sterowania (a).



Rys. 2. Przebiegi prędkości obrotowej: zadany (b) oraz zrealizowany przez układ sterowania na podstawie obliczonych parametrów regulatorów typu PI bez zakłóceń (a)

Dotychczasowe obliczenia skupiały się głównie na poprawnym i suboptymalnym obliczeniu nastaw regulatorów typu PI dla różnych odmian układu sterowania FOC oraz dla różnych silników (klatkowy, pierścieniowy zwarty) [1, 2, 3, 4, 5, 9, 10]. Badano wpływ różnych parametrów algorytmu ewolucyjnego na otrzymane wyniki ewolucyjne. W dalszym ciągu niniejszej pracy zbadano wpływ zakłóceń sinusoidalnych wprowadzonych do sygnałów wewnętrznych układu sterowania na przebiegi wyjściowe (przebieg prędkości obrotowej oraz przebieg momentu elektromagnetycznego) [3, 4, 5]. Badania te oparte były na symulacjach przeprowadzanym przy zastosowaniu pakietu MATLAB/Simulink.

3. BADANIA ODPORNOŚCI UKŁADU DFOC NA ZAKŁÓCENIA SINUSOIDALNE

Schemat blokowy każdego regulatora liniowego badanego układu sterowania wyglądał jak na rys. 3. Przewidziano w nim dodatkowe wejście, którym wprowadzano sygnał zakłóceń o charakterze sinusoidalnym. Sygnał ten był następnie dodawany do sygnału wejściowego regulatora liniowego. Badania wpływu zakłóceń na dynamikę układu [6] (rys. 3) przeprowadzono stosując zakłócenie w postaci sinusoidy o znanej amplitudzie oraz częstotliwości, jako addytywnej składowej sygnału wejściowego regulatora.



Rys. 3. Schemat regulatora z uwzględnieniem zakłóceń sinusoidalnych zawartych w sygnale wejściowym: U_{we} – sygnał wejściowy regulatora, U_{wy} – sygnał wyjściowy regulatora, K_p – wzmocnienie regulatora, T_p – współczynnik zależny od czasu zdwojenia regulatora.

Układ badano wprowadzając addytywny sygnał zakłócający o charakterze sinusoidalnym do wszystkich regulatorów jednocześnie i obserwowano przebieg prędkości obrotowej oraz przebieg momentu elektromagnetycznego.

Miarą wyjściową była średnia wartość bezwzględnego błędu procentowego wyrażona powszechnie znanym wzorem [3, 5]:

$$MAPE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} \left| \frac{x_{zi} = x_i}{x_{zi}} \right| 100\%$$
(1)

gdzie:

- MAPE wartość średniego bezwzględnego błędu procentowego (ang. Mean Absolute Percentage Error),
- *n* liczba momentów czasu w którym mierzono wartości błędów (n=5000, Δt =0.001s),
- *x_{zi}* wartość zadana prędkości obrotowej mierzonej w kolejnej i-tej chwili czasu,
- *x_i* wartość wyjściowa układu sterowania FOC w kolejnej chwili czasu i.

Wyniki obliczeń przedstawiono graficznie na rys. 4. Wybrane przebiegi prędkości obrotowej jakie realizować miał układ sterowania DFOC z silnikiem pierścieniowym zwartym przedstawiono na rys. 5-7.



Rys. 4. Zależność parametrów addytywnego zakłócającego sygnału sinusoidalnego (częstotliwości f oraz zawartości tego sygnału zakłócającego w sygnale bazowym MAPE_{IN}) od zawartości poziomu zakłóceń w sygnale wyjściowym MAPE_{OUT}



Rys. 5. Odpowiedź układu sterowania z wprowadzonymi addytywnymi sygnałami zakłócającymi dla 1Hz na poziomie b – 10%; c – 50%; d – 100% na zadany skok jednostkowy prędkości obrotowej oraz skok obciążenia w czwartej sekundzie symulacji – a



Rys. 6. Odpowiedź układu sterowania z wprowadzonymi addytywnymi sygnałami zaklócającymi dla 100Hz na poziomie b – 10%; c – 50%; d – 100% na zadany skok jednostkowy prędkości obrotowej oraz skok obciążenia w czwartej sekundzie symulacji – a



Rys. 7. Odpowiedź układu sterowania z wprowadzonymi addytywnymi sygnałami zakłócającymi dla 1kHz na poziomie b – 10%; c – 50%; d – 100% na zadany skok jednostkowy prędkości obrotowej oraz skok obciążenia w czwartej sekundzie symulacji – a

4. PODSUMOWANIE

Niezerowa wartość średnia bezwzględnego błędu procentowego wielkości wyjściowej układu bez wprowadzonych zakłóceń wynika z faktu (rys. 2), że wartość zadana prędkości obrotowej nie jest równa wartości prędkości obrotowej, jaką realizował układ sterowania. W przypadku układu sterowania bez wprowadzonych sygnałów zakłócających występuje minimalne przeregulowanie, czas regulacji nie przekracza 0,5 s. W czwartej sekundzie obciążono układ zewnętrznym momentem, układ zareagował natychmiastową stabilizacją obrotów. Po wprowadzeniu zakłóceń do sygnałów wewnętrznych układu sterowania do poziomu zakłóceń poniżej 50% układ zachowuje się podobnie. Powyżej tej wartości wskaźnika MAPE_{IN} układ charakteryzował się niestabilnością lub widocznymi drganiami wartości prędkości obrotowej. Efekt ten występował dla niskich częstotliwości, do 1 kHz. Im niższa częstotliwość addytywnych sygnałów zakłócających tym układ charakteryzował się większą niestabilnością (rys. 4, 5). Jak wynika z powyższego rozumowania, układ DFOC toleruje addytywne sygnały zakłócające o charakterze sinusoidalnym do wartości ich zawartości wynoszącym 50% i jest stabilny. Przekroczenie tej granicy spowoduje szybsze zużycie maszyn oraz ich nieprzewidywalną pracę.

Literatura

- Głowacz A., Głowacz Z.: Diagnostyka silnika indukcyjnego oparta na analizie sygnałów akustycznych z zastosowaniem FFT i klasyfikatora opartego na słowach, Archives of Metallurgy and Materials 55(3), 707 – 712, 2010
- Hudy W.: Analysis of parametric optimization of field-oriented control of 3-Phase induction motor with using evolutionary algorithm, Transactions of the VŠB – Technical University of Ostrava, Mechanical Series 2(59), art. No. 1959, 2013
- Hudy W., Jaracz K.: Wpływ rodzaju wskaźnika jakości na sygnał prędkości obrotowej w układzie DFOC przy wprowadzonych sygnałach zakłócających, 40 Jubileuszowa Konferencja ATI'2015 Automatyka, Telekomunikacja, Informatyka, Szczyrk, 245-252, 2015
- Hudy W., Jaracz K.: Evolutionary operators impact on results of evolutionary parametric optimization of FOC system with induction motor (Wpływ operatorów ewolucyjnych na wyniki ewolucyjnej optymalizacji parametrycznej układu FOC z silnikiem indukcyjnym), 39 Konferencja Automatyka Telekomunikacja Informatyka ATI 2013, Zakopane, 2013
- Hudy W., Noga H.: Influence of various types of interference of entry signals' of regulators type pi in field oriented control system with induction motor on initial rotational speed. 2014 International Conference on Energy Materials and Environment Engineering ICEMEE 2014, Guangzhou, China

- Jaracz K.: Rozszerzone modele wrażliwości maszyn prądu stałego przy zakłóceniach niezdeterminowanych, Wydawnictwo naukowe WSP, Kraków 1998
- Kaźmierkowski M.P.: Porównanie metody sterowania polowozorientowanego z metodą bezpośredniej regulacji momentu silnika klatkowego. Przegląd Elektrotechniczny 4(98), Warszawa 1998
- Leonard W.: Control of Electrical Drives. Springer Verlag, Berlin 1985
- 9. Miksiewicz R.: Maszyny elektryczne. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2000
- Orłowska-Kowalska T.: Control systems of the induction motors without sensors. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2003
- Vítečková, M., Víteček, A.: Vybrané metody seřizování regulátorů. VŠB-TU Ostrava, 2011
- Walek, B., Farana, R.: A tool for searching in information systems under uncertainty. AIP Conference Proceedings 1(1738), 2016

WIKTOR HUDY dr inż. KRZYSZTOF PYTEL dr hab. inż., KAZIMIERZ JARACZ dr hab. inż. Instytut Techniki Uniwersytet Pedagogiczny w Krakowie ul. Podchorążych 2, 30-084 Kraków {whudy,kpytel,jaracz}@up.krakow.pl

Analizy dotyczące procesów typu parabolicznego dla szacowania stabilności odwzorowań przemieszczeń terenu górniczego w systemie INGEO

W pracy przedstawiono rozważania dotyczące analizy w homomorfizmie procesów: deformacji z odniesieniem do drgań ośrodka (górotworu) generujących zagrożenia fizykalne podobszaru przekształceń topologicznych. Podstawowe są tu odwzorowania deformacyjne, służące do modelowania procesów przemieszczeń komunikujących się z procesem para-sejsmicznym. Cechami zależności czasowych są: struktura i dynamika procesów. Proces zniszczenia części warstw górotworu w otoczeniu eksploatacji złoża, wywołuje deformacje i najczęściej przekształcenia topologiczne kolejnych warstw, często generuje również wstrząsy górnicze - co związane jest głównie z przekroczeniem stanów granicznych ośrodka. Istotna jest tu informacja pomiarowa odnośnie do przekształceń ośrodka oraz zdefiniowania parametrów i miar charakteryzujących anizotropię jego struktur. Prace badawcze w projekcie INGEO dotyczyły m.in. rozwiązań bazujących na przystosowaniu opisu różniczkowego parabolicznego, wspomaganego monitorowaniem konkretnego fizykalnego procesu przemieszczeń. Wyróżniono w przestrzeni deformacji stan odwzorowania trajektorii procesu poprzez matematyczne algorytmy. Numeryczne modelowanie pól deformacyjnych wspomagane było, zastosowaniem sensorów GPS - innowacyjny bezpośredni monitoring - technologia GNSS on-line oraz czujników kompakcji do pomiarów złożonych pól przemieszczeń, co stanowi nową technologię. Zoptymalizowany – w zakresie parametrów- model trafnie odtwarza wzorcowy (wyniki pomiaru) rozkład przemieszczeń pionowych.

Słowa kluczowe: estymacja parametryczna, model paraboliczny, pomiary on-line, proces deformacji, trajektorie, zjawiska losowe

1. WPROWADZENIE

Podziemna eksploatacja złoża narusza pierwotny stan naprężeń górotworu w otoczeniu wyrobisk eksploatacyjnych - w konsekwencji następuje niszczenie warstw stropowych, generując proces przemieszczeń nadległych struktur geologicznych ośrodka. W skrajnych przypadkach powoduje to gromadzenie i wyzwalanie energii w górotworze i wstrząsy mogące powodować często tragiczne w skutkach tąpnięcia. Do oceny zagrożenia tąpaniami stosowane są w kopalniach doskonalone od lat iskrobezpieczne systemy, np. ARAMIS i ARES opisane w literaturze [4], [5] i [6], wykorzystujące w swym działaniu analizę drgań rejestrowanych w górotworze.

W innowacyjnym systemie INGEO przeznaczonym również do oceny zagrożenia tąpaniami dodatkowo umożliwiono dokonywanie rejestracji deformacji wyrobisk w rejonie wydobycia oraz precyzyjnych rejestracji deformacji na powierzchni w rejonie nad przemieszczającą się ścianą wydobywczą.

Procesy to fakty empiryczne odzwierciedlające zmiany zachodzące w kolejnych etapach rozwoju zjawiska i stanowiące istotne źródło wspomagania badań naukowych. Obserwacje geodezyjnie przemieszczania się punktów powierzchni terenu, stanowią podstawę szacowania przekształcenia podobszaru – nie są jednak w pełni wystarczające, bowiem często nie opisują zadawalająco złożoności procesów destrukcji górotworu [12].

Podstawową procedurą dochodzenia do ogólnych praw fizycznych jest wnioskowanie poprzez interpolację wyników eksperymentu [2]. Analizując proces przekształceń ośrodka generowany eksploatacją podziemną najczęściej postępujemy wg. schematu: hipoteza – sformułowanie problemu model. Przedmiotem rozważań jest tu modelowanie procesu przemieszczeń punktów górotworu w obszarze wpływów eksploatacji podziemnej.

Procesy, które zachodzą szybko lub są krótkotrwałe, podlegają z reguły metodom **monitoringu** (zawał, wstrząsy). Procesy, które zachodzą powoli i w długim okresie czasu można monitorować jak i modelować, jako procesy przemieszczeń pogórniczych. Procedury te pozwalają prowadzić T – optymalizację celem wyboru modelu dobrze przybliżającego analizowany proces.

Oczekiwanie, iż model będzie doskonale przystawał do danych, jest wygórowane – z wielu powodów. Jeśli zdarza się, że model pasuje do danych nie oznacza to, że jest modelem adekwatnym. Obserwowane ilościowo (pomiar) pole przemieszczeń jest nieliniowe oraz zaburzone losowo, więc dla różnych podzbiorów wyników eksperymentu nie jest spełnione globalnie minimum funkcji strat. Istota jest tu emergentną (wieloraką) złożonością [9].

2. CHARAKTERYSTYKA PROBLEMU

Celem projektu było wykorzystanie najnowszych osiągnięć współczesnej inżynierii dla stworzenia bazy i zarazem oferty nowoczesnych rozwiązań w dziedzinie wielorakich analiz przekształceń środowiska ukierunkowanych na zrównoważony rozwój oraz na poprawę jakości analizowanej podprzestrzeni.

Przedstawiono zatem techniki monitorowania oraz modelowania zmian środowiska w warunkach zagrożeń skojarzonych: drgania i przemieszczenia. Problematyka monitorowania drgań została wyczerpująco opisana np. w [4], a procesy przemieszczeniowe ośrodka o współrzędnych stanu, jako transformacja jednego stanu w inny poprzez destrukcję ośrodka w [13]. Ogólnie wiedzę podaje tzw. ogólny teoremat transportu wielkości ekstensywnych. Całą informację o polu wektorowym niesie *n* funkcji X_i których wartość koduje wartość współrzędnych wektora

$$X(x) = X_i(x) \cdot \frac{\partial}{\partial x_i}$$

Współczesny rozwój techniki wymaga poszukiwania coraz dokładniejszych modeli matematycznych wraz z jednoczesnym uzyskiwaniem precyzyjniejszych informacji o otaczających nas zjawiskach. Odpowiednia wiedza w tym zakresie pozwoli na przewidywanie przebiegu i skutków analizowanego zjawiska w różnych warunkach, kontrolowanych przez człowieka czy też niekontrolowanych. Jeżeli fizycznie zlokalizowane punkty podobszaru nie są stabilne to dla zobrazowania tego ruchu wykorzystujemy znany fakt z topologii, że ciągłe i różnowartościowe odwzorowanie przestrzeni metrycznej zwartej jest homeomorfizmem na swój obraz (pomiar) [1]. Dalej, jeśli któraś z wartości własnych macierzy ma dodatnią część rzeczywistą, to punkt "stacjonarny" x_0 analizowanego podobszaru nie jest stabilny w sensie Lapunowa.

Działania naukowo-badawcze – w większości nowatorskie, realizowanie w projekcie poprawiają efektywność modelowania procesów destrukcji górotworu. Innowacyjne technologie pomiaru stanu ośrodka (rzeczywistej sceny) pozwalają dostroić modele w sensie optymalnego rozwiązania nowych zdefiniowań i adaptacji już istniejących rozwiązań przeznaczonych do oceny stanu zagrożenia środowiska. Pomiary sceny rzeczywistej rozumiemy szerzej niż pobieranie liczby. Ostatecznie są to dość skomplikowane procesy rozważane, jako mieszanina sytuacji czystych. W efekcie dochodzimy do pojęcia stanów własnych, wartości własnych oraz funkcji własnych.

Formalnie można zapisać odwzorowanie pomiarowe f_y jako złożenie następujących stanów:

$$f_y = k \circ m \circ s$$

gdzie:

- k funkcja odwzorowująca X w przestrzeń Ω przedmiotów poznania.
- m funkcja opisująca właściwy pomiar, czyli przyporządkowanie przedmiotom poznania $\omega \in \Omega$.
- s funkcja skalowania.

Jeżeli punkt ośrodka (powierzchni) w R²⁺¹ (X, Z; t) przemieszcza się pod wpływem rozwijającej się eksploatacji to fenomenologicznie pojawia się coś w rodzaju wędrującego wektora. Czy możliwym jest wyznaczenie (bez odwołania się do pomiaru) ruchu punktu, jeśli nie jest jednoznacznie określona trajektoria jego przemieszczania się – to problem otwarty zarówno w sensie geometrii różniczkowej jak i teorii pola [12], [14]. Wyznaczone pomiarowo trajektorie $w_i(x,t)$ czy też $u_i(x,t)$ przemieszczania się punktów są z prawdopodobieństwem dążącym do 1 różne dla istotnie różnych punktów przestrzeni. Wyniki pomiarów określają "wąskie" przedziały liczbowe, a funkcje przekształcające "f" są regularne. Jeśli pole U jest odpowiednio gładkie (np. klasy C¹), to problem początkowy jest lokalnie dobrze postawiony. Oznacza to, że dla każdego punktu $x \in M$ istnieje lokalnie jedyna krzywa całkowa $f_x(t)$, tj.

$$\langle -\varepsilon, \varepsilon \rangle \supset t \to f_x(t) \in M$$

startująca z tego punktu, tzn. spełniająca warunek początkowy $f_x(0) = x$.

Układ naprężeń w górotworze, w którym prowadzona jest eksploatacja górnicza zależy od istniejących warunków w układzie pierwotnym (przed rozpoczęciem robót górniczych) oraz od geomechanicznych uwarunkowań prowadzonej eksploatacji m.in. od sąsiedztwa zrobów czy kierunku postępu eksploatacji względem stref quasi stabilnych. Można więc wyróżnić w przestrzeni stan odwzorowania trajektorii procesu poprzez matematyczne algorytmy.

3. MODELOWANIE I ANALIZA PROCESU PRZEMIESZCZEŃ

Prace badawcze dotyczyły m.in. rozwiązań bazujących na przystosowaniu opisu różniczkowego wspomaganego monitorowaniem do odwzorowania konkretnego procesu fizykalnego. Opracowano modele i algorytmy opisujące deformacje górotworu w obszarze eksploatacji podziemnej.

Uzyskanie informacji o stanie destrukcji górotworu dostarczanej przez model matematyczny stanowi, że wszystkie parametry tego modelu będą dokładnie znane, jak również informacja pomiarowa dostarczana z urządzeń pomiarowych będzie dokładna. Formuła modelu oraz błędy pomiaru, implikują konieczność charakterystyki jakości modelowania [7]. Modelowanie procesu w powiązaniu z algorytmem lokacji pewnej (wystarczającej) liczby urządzeń pomiarowych pozwala na zdobycie dostatecznej wiedzy dla analizy podobszaru deformacji. Rozwiązania zostały więc ukierunkowane na wspomaganie działań dotyczących rewitalizacji środowiska oraz stanu bezpieczeństwa ludności. Niech $\Omega \in topR^n$ oznacza przestrzeń, w której zachodzi proces przemieszczeń pogórniczych, natomiast przez ω oznaczmy powierzchnię ograniczającą daną przestrzeń. Przez element $d\vec{\omega}$ przepływa elementarny strumień energii wyzwolonej bilansowanego układu [14], a mianowicie:

$$du = -\Phi d\vec{\omega}$$

 $d\vec{\omega}$ – element powierzchni traktowany, jako wektor \perp do $\omega d\vec{\omega}$

Lokalną miarą niejednorodności pola przemieszczeń jest jego gradient Φ definiowany przez prawo Fouriera:

$$\Phi = a \cdot \nabla u$$

Generowane eksploatacją górniczą pole przemieszczeń można opisać [14], korzystając ze sformułowań różniczkowych a mianowicie:

$$\frac{\partial u(x,t)}{\partial t} = \Im\left(x,t,u,\frac{\partial u}{\partial x_1},\frac{\partial u}{\partial x_2},\frac{\partial^2 u}{\partial x_1^2},\frac{\partial^2 u}{\partial x_2^2},\Theta\right)$$
$$f\left(x,t,u,\frac{\partial u}{\partial x_1},\frac{\partial u}{\partial x_2},\Theta\right) = 0$$
$$u(x,0) = u_0(x)$$
(1)

j

gdzie:

$$\begin{split} \Omega &\in (a,b) \times (0,T), \ \partial'\Omega \\ \Omega & - \text{dwuwymiarowy spójny i ograniczo-} \\ & \text{ny obszar } \Omega \in R^2, \\ u &= u(x,t) & - \text{zmienna stanu,} \\ \Theta &= (\theta_1, \dots, \theta_m) - \text{wektor parametrów; } \Theta \in R^m. \end{split}$$

Dokładność estymacji parametrów Θ zależy od lokalizacji punktów obserwacyjnych, ważnym jest tu dobór miejsc obserwacji układu z czasoprzestrzenną dynamiką [8]. Obserwowane pole przemieszczeń w ogólności jest nieliniowe oraz zaburzone losowo niejednorodnością struktury górotworu. A więc obserwowane pomiarowo pole przemieszczeń podobszaru $u(x,t) = u^{pom}(x,.)$ jest obciążone.

$$E\left\{\varepsilon\left(x^{j},t\right)\right\}=0$$
$$E\left\{\varepsilon\left(x^{j},t\right)\right\}=\sigma^{2}\cdot\delta_{ij}\cdot\delta(t-\tau)\right\}$$

 $\delta_{ij} \cdot \delta(t-\tau)$ – odpowiednio delty Kroneckera i Diraca, $\{\varepsilon(x^j, t)\}$ – szum pomiarowy.

Estymatory parametrów:

$$\hat{\Theta} = \arg\min_{\theta \in \Theta} \sum_{j=1}^{m} \sum_{i=1}^{n} \left[y_{i}^{j} - \hat{u} \left(x^{j}, t_{i}; \theta \right) \right]^{2} \text{ pomiar dyskretny} \\ \hat{\Theta} = \arg\min_{\theta \in \Theta} \sum_{j=1}^{m} \int_{0}^{t} \left[y^{j} - \hat{u} \left(x^{j}(t), t; \theta \right) \right]^{2} dt \text{ pomiar ciagly}$$

$$(2)$$

Estymata $\hat{\theta}$ zależy od lokalizacji czujników x^{i} . Fakt ten uzasadnia potrzebę optymalnego doboru lokalizacji czujników, które maksymalizowałyby dokładność otrzymywanych estymat parametrów. Z pracy [7] wynika, że przy dostatecznie długim horyzoncie obserwacji odwrotność IMF (macierz Fishera) jest asymptotyczną macierzą kowariancji estymowanych parametrów – tj. miarą rozproszenia estymat wokół wektora prawdziwych wartości parametrów. Sekwencja $\{x^{1},...,x^{l}\}$ to różne miejsca wykonywania pomiarów, oraz ciąg odpowiadających im wartości $\{n,...,n\}$. Budujemy macierz punktów nośnika planu, którą definiujemy następująco, jako zbiór par:

$$\boldsymbol{\xi} = \begin{bmatrix} x^1, x^2, \dots, x^l \\ p_1, p_2, \dots, p_l \end{bmatrix}$$
$$= \frac{n}{l}$$

Zakładamy, że przestrzeń stanów składa się ze skończonej liczby punktów $(x_0 < x_1 < ... < x_N) \subset R$ (stany dyskretne). Różnicowanie polega na przechodzeniu procesu do kolejnego stanu. Punkty x_i mogą również opisywać wydzielone grupy stanów. Model kontroli jakości rozkładu obserwowanego pola przemieszczeń, zwany również multikompartmentalnym, ma następującą postać [8]:

$$\frac{dm_i(t)}{dt} = a_i(t) \cdot m_i(t) + b_{i-1}(t) \cdot m_{i-1}(t) - b_i(t) \cdot m_i(t) \quad (3)$$

gdzie:

gdzie p_i

- m_i ilość punktów w podobszarze odpowiadającym stanowi x_i ,
- *a_i* współczynnik wzrostu populacji w podobszarze *i* przez podziały wewnątrz podobszaru

 b_i – szybkość różnicowania.

Jak wspomniano, dokładność estymacji parametrów modelu zależy od lokalizacji w przedmiotowym obszarze punktów pomiarowych – pole nieliniowe obciążone. Ponieważ punkty pomiarowe z reguły są stacjonarne, zaś obserwacje realizowane są w skończonej liczbie sesji pomiarowych $t_1,...,t_k$ to zachodzi:

$$u_k^j = u\left(x^j, t_k: \hat{\theta}\right) + \mathcal{E}(x^j, t_k) \stackrel{j=1,\dots,n}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}{\overset{j=1}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}{\underset{k=1,\dots,K}{\underset{k=1,\dots,K}{\underset{k=1,\dots,K}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}{\underset{k=1,\dots,K}}}}}}}}}}}}}}}}}}}}}}$$

 $\varepsilon(x,t)$ – szum pomiarowy.

Numeryczne modelowanie emisji pól deformacyjnych wspomagane było, zastosowaniem sensorów – odbiorniki GPS [3], [11], dostosowano je do przekazu bezpośredniego – nowa technologia GNSS on-line oraz czujników kompakcji do pomiarów złożonych pól przemieszczeń, co stanowi innowacyjną technologię określania wpływu poszczególnych oddziaływań, jako całości przemieszczających się struktur górotworu. Spełnione są tu uwarunkowania teorii nie sprzecznej, jeśli nie ma formuły A takiej, że zarówno A jak i negacja A mogą być wyprowadzone z aksjomatów danej teorii za pomocą związanego z nią systemu dedukcji.

Algorytmicznie procedury modelowania stanowią, że:

- każdy stan rozwoju eksploatacji jest rzutowaniem procesu definiującego,
- istnieje przejście pomiędzy stanami,
- stan poprzedni ← ^{operator(prefiksu)}→ stan kolejnego zdarzenia,
- stan początkowy $l \neq 0$ to instancja procesu w klauzuli specyfikacji,
- stan końcowy l_N → END bez definicji kolejnych akcji.

4. ODWZOROWANIE PROCESU PRZEMIESZCZEŃ

Celem dokonania ilościowego opisu procesu według przedstawionej metodyki oraz algorytmów obliczeniowych, w projekcie INGEO przeprowadzono kilka eksperymentów obliczeniowych. Testy dotyczyły typowej sytuacji górniczo-geologicznej, tzn. pokład eksploatowano systemem ścianowym z zawałem stropu. Weryfikacja miała charakter wielowątkowy, dotyczyła głównie oceny użytkowej algorytmów, dokładności opisu oraz wpływu warunków dodatkowych (brzegowe i początkowe), na jakość odwzorowania. Ponadto dla każdego procesu aktywnego generowano brzeg obszaru pola przemieszczeń.

Porównywanie wyników symulacji numerycznych i wyników pomiarów doświadczalnych jest podstawowym etapem procesu dostrajania modeli matematycznych [9].

4.1. Model procesu przemieszczeń

Niech (X, Σ_1) i (X, Σ_2) oznaczają przestrzenie mierzalne

gdzie: X, Y – zbiory mierzalne, $\Sigma_1, \Sigma_2 - \sigma$ – algebry.

Statystyka T: $(X, \Sigma_1) \rightarrow (X, \Sigma_2)$ jest dostateczna wtedy i tylko wtedy, gdy istnieją *F* - mierzalne funkcje $g_{\theta} (\theta \in \Theta)$ oraz Σ_2 mierzalna funkcja *h* taka że:

$$p_{\theta}(x) = g_{\theta}(T(x)) \cdot h(x)$$

Statystyka T jest dostateczna wtedy i tylko wtedy, gdy gęstość rozkładu próby ($X_1, X_2, ..., X_n$) można przedstawić w postaci:

$$f_{\theta}(x_1,\ldots,x_n) = g_{\theta}(x_1,\ldots,x_n) \cdot h(x_1,\ldots,x_n)$$

czyli jako iloczyn funkcji h zależnej od wartości próby, ale niezależnej od parametru Θ i funkcji g_{θ} zależnej od parametru Θ i zależnej od próby, ale tylko poprzez wartość statystyki T (tw. o faktoryzacji).

Modelowanie to znalezienie jednej, najlepszej aproksymacji procesu:

$$O_X = F(X, \Theta) \tag{5}$$

Zwiększenie dokładności całkowania w czasie (1, 6) nie wymaga dodatkowych ograniczeń ze względu na czas i przestrzeń. Jest to możliwe dzięki zastosowaniu metody punktu środkowego (obliczenie pochodnej centralnej w 2 punktach, co daje znacznie większą precyzję) – metoda Cranka – Nicolsona.

$$\frac{\partial u(x,t)}{\partial t} = \eta \cdot \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial x^2} \tag{6}$$

Aproksymacja rozwiązania

$$u = u_0 \left[\frac{x}{l} + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{2}{i \cdot \pi} (-1)^i \cdot \sin\left(\frac{i \cdot x}{l}\right) \cdot \exp\left(\frac{-i^2 \cdot \pi^2 \cdot k \cdot t}{l}\right) \right]$$
(7)

Prawdopodobieństwo wygenerowania wektora obserwacji O_t przez model M zadane jest następująco:

$$P(O_t|\mathbf{M}) = P(O_{t1}|\mathbf{M}) \cdot P(O_{t2}|\mathbf{M}), \dots, P(O_{ts}|\mathbf{M}) \quad (8)$$

4.2. Proces deformacji – odwzorowanie w 3D

Przedstawienie wyników modelowania w 3D (obiekt trójwymiarowy) zapewnia możliwość restytucji: zespół rzutów $\xrightarrow{restytucja}$ obiekt 3D z możliwością analizy jego własności geometrycznych z uwzględnieniem elementów niewłaściwych tworzących przestrzeń rzutową. Każdy bowiem obiekt trójwymiarowy składa się z wielu powierzchni - cyfrowa edycja obrazu. Poprawne odwzorowanie jest trudne, bowiem winno zapewniać, że osie współrzędnych prostokątnych przestrzennie rzutują się na dowolne współpękowe proste – co pozwala dowolnie dobrać układ aksjonometryczny $\xleftarrow{}$ (dimetria).

Przykłady rezultatów modelowania, również w 3D przedstawiają poniższe rysunki i wykresy.



Rys. 1. Przemieszczenia pionowe 3D – górotwór (40 m powyżej złoża)



Rys. 2. Przemieszczenia pionowe 3D – powierzchnia terenu



Rys.3. Wektory przemieszczeń poziomych 2D – górotwór (40 m powyżej złoża)



Rys.4. Rozkład pochylenia terenu 3D – powierzchnia



Rys. 5 Rozkład odkształceń poziomych 3D – powierzchnia terenu

4.3. Obserwacje geodezyjne pola przemieszczeń terenu górniczego

W ramach obserwacji geodezyjnych, w projekcie INGEO wykonano analizę zmian wysokości powierzchniowych punktów terenowych, dla punktów znajdujących się w rejonie eksploatacji kopalni – w strefie oddziaływań eksploatacji podziemnej.

Z uwagi na bardzo mały udział czynnika reologicznego w kształtowaniu się procesu deformacji, problem opisu nieustalonych niecek obniżeniowych można przyporządkować odwzorowaniu niecek ustalonych z uwzględnieniem wpływu kierunku i kolejności eksploatacji na ich kształt.

Założona sieć pomiarowa umożliwia pozyskanie informacji o deformacjach terenu górniczego. Stanowiska zostały usytuowane w sposób quasi-optymalny – wytypowano punkty o charakterystycznym położeniu w danym podobszarze. Zabieg ten pozwolił na późniejsze oszacowanie stanu procesu w dowolnym punkcie analizowanego terenu. Zaprojektowana osnowa pomiarowa zapewniała możliwość obserwacji pola przemieszczeń. Punkty pomiarowe rozmieszczono w odległościach ok. 25 m. Lokalizacja punktów pomiarowych sieci oraz jej gęstość zostały ustalone w sposób umożliwiający określenie:

- stanu zmienności przestrzennej pola deformacji,
- oszacowania przemieszczeń poza punktami pomiarowymi oraz w innym momencie czasu,
- prawdopodobieństwa przypisania danego punktu lub obszaru do kategorii zagrożenia terenu górniczego oraz prawdopodobieństwa przekroczenia wartości progowej.

Metoda wykrywania brzegu podobszaru deformacji to analiza lokalnych pochodnych. Pierwsza i druga pochodna odwzorowania pola zostały wykorzystane do detekcji miejsca brzegu. Gradient obrazu I w punkcie (x, y) jest wektorem określonym następującym wzorem:

$$\nabla I(x, y) = \begin{bmatrix} G_x \\ G_y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial U(x, y)}{\partial x} \\ \frac{\partial U(x, y)}{\partial y} \end{bmatrix}$$
(9)



Rys. 6. Fragment mapy wyrobisk górniczych, pomiar i odwzorowanie przemieszczeń



Rys. 7. Porównanie wyników modelowania i monitoringu procesu przemieszczeń pionowych

5. WIZUALIZACJA ZBIORÓW WYNIKÓW MONITORINGU PRZEMIESZCZENIOWEGO GNSS ONLINE

Pomiary geodezyjne na terenach górniczych to podstawowe źródło informacji o deformacjach terenu, w tym o przemieszczeniach. Monitoring terenu górniczego należy rozumieć, jako nowatorskie przedsięwzięcie kontrolno – pomiarowe służące weryfikacji stanu deformacji konkretnego podobszaru górniczego, ale również, jako podstawa analiz przekształceń topologicznych danego rejonu [3], [11], które mogą być weryfikowane stosowaną metodą INSAR [10].

Równanie obserwacyjne fazy posiada następującą postać:

$$\Phi = \frac{f \cdot d}{c} + f(dt - dT) - \frac{f}{c}(d_{trop} - d_{jons}) + N + \varepsilon_{\Phi}$$
(10)

gdzie:

- Φ zmierzona faza,
- N początkowa nieoznaczoność pomiaru fazy,
- f częstotliwość fali nośnej,
- ε_{Φ} błąd pomiaru fazy,
- *d* odległość pomiędzy anteną odbiornika a satelitą,
- dt offset zegara satelitarnego,
- dT offset zegara odbiornika,
- djons opóźnienie jonosferyczne,
- dtrop opóźnienie troposferyczne,
- *c* prędkość światła,
- e_p błąd pomiarowy pseudoodległości.

Równanie obserwacyjne pseudoodległości posiada następującą postać:

$$p = d + c \cdot (dt - dT) + d_{trop} + d_{jons} + \varepsilon_p \qquad (11)$$

gdzie:

- p zmierzona pseudoodległość,
- d odległość pomiędzy anteną odbiornika a satelitą,
- ε_p błąd pomiarowy pseudoodległości.

W badaniach wykorzystano programowanie biurowe Trimble.

Obsługa systemu monitoringu wykonywana jest poprzez moduły:

- moduł do post-processingu danych GNSS (GPS) dla rozwiązań wektorów (linii bazowych) krótkich i długich,
- moduł Trimble RTK Engine dla rozwiązań RTK wektorów do 35 km,

- moduł Network Motion Engine do monitorowania sieci odbiorników GPS poprzez użycie wyznaczenia wielostanowiskowego,
- moduł Rapid Motion Engine dokładnie namierza pozycje anten w sieci zakładanej, w celu obserwacji niewielkich i powolnych deformacji oraz rzadko występujących gwałtownych ruchów (np. osunięcia, wstrząsy).

Najważniejszymi rezultatami monitoringu przemieszczeniowego w technologii GPS uzyskanymi w projekcie INGEO są następujące graficzne formy wizualizacji zbiorów wyników:

- kompletny widok satelitów na niebie, możliwych do zaobserwowania z dostępnych anten,
- wykresy trójkierunkowych przemieszczeń (Deformation monitoring),
- historia przemieszczeń w płaszczyźnie poziomej punktów zamocowania anten GPS, względem punktu obserwacyjnego (Scatter Plot).

Wykresy prezentowane przedstawiają graficzne obrazy (wizualizacje) w 3D przyrostów przemieszczeń szczytów wież w odniesieniu do położenia punktów zamocowania anten GPS w chwili startowej rejestracji wyników pomiarów monitoringowych przemieszczeń, wykonanych w technologii GPS.

Wykresom przemieszczeń w 3D przyporządkowano kolory:

- $-\Delta$ Northing północny kierunek przemieszczenia,
- $-\Delta$ Easting wschodni kierunek przemieszczenia,
- Δ Height pionowy kierunek przemieszczeń zmiana wzdłuż wysokości wieży).

Niech trajektorię przemieszczenia pomiędzy sąsiednimi chwilami czasu opisuje ogólne wyrażenie:

$$u = U_0 \ln\left(\frac{t}{\beta}\right) \tag{12}$$

z kolei pomiędzy punktami $u_i(t_i)$ oraz $u_{i+1}(t_{i+1})$ trajektoria przemieszczenia będzie przybliżeniem liniowym:

$$u^{l} = \frac{(t - t_{i}) \cdot (u_{i+1} - u_{i})}{(t_{i+1} - t_{i})}$$
(13)

Średnia odchyłka wynikająca z przyjętego przybliżenia liniowego od rzeczywistej wartości na odcinku pomiędzy u_i oraz u_{i+1} wynosi:

$$dt_{i} = \frac{1}{(u_{i+1} - u_{i})} \cdot \int_{i}^{i+1} (u - u^{i}) d\tau \qquad (14)$$



Rys. 8. Trajektorie przemieszczeń: ΔN; ΔE; ΔH punktu w okresie 22.03.2016 ÷ 28.04.2016



Rys. 9. Diagram przemieszczeń w 2D (E,N), punktu zamocowania anten GPS w okresie 24.09.2015 ÷ 28.04.2016



Rys.10. Przykładowy diagram przemieszczeń w 2D (E,N) dla badanego szybu – 28.04.2016 (z taktem $\Delta t = 0.25 h$)

Dodajmy, że istnieje możliwość rozbudowy systemu monitoringu stacji referencyjnej względem stacji ASG Eupos poprzez zakup jednej licencji oprogramowania T 4D Control.

Istotnym elementem monitoringu przemieszczeniowego w technologii GPS jest stwierdzona jego podstawowa użyteczność tzn.: ciągłe zobrazowanie przemieszczeń podobszaru górniczego oraz użyteczność w formie wspomagania pomiarów w trybie GPS RTK na liniach pomiarowych układu lokalnych sieci geodezyjnych, usytuowanych na obszarach górniczych.

Z rejestracji 2D w okresie 2 miesięcy (24.02 – 28.04. 2016) wynika, że pole trajektorii przebywania punktu szczytu wieży badanego szybu obejmowało obszar: w kierunku N = 11 mm, a w kierunku E = 9 mm.

6. WNIOSKI I SPOSTRZEŻENIA

Dla rzeczywistego procesu U (przemieszczeń) o trajektoriach prawostronnie ciągłych (càdlàg) został sformułowany i zanalizowany problem modelowania procesu, którego trajektorie winny być jednostajnie bliskie trajektoriom procesu U_p (obserwowanego)

Na podstawie dokonanych pomiarów geodezyjnych i technologii GNSS on-line i wielorakich analiz formalnych można przedstawić następujące wnioski:

- 1. Sformułowany model opisu procesu ewolucji przemieszczeń pogórniczych działa na odsprzężonym polu fizycznym – korzysta się tu z operacji linearyzacyjnych (całkowanie, dyskretyzacja itd.) W rozwiązaniu nie uwzględnia się efektów niemonotoniczności (wypiętrzenia, nieciągłości) typowych dla pól sprzężonych. Zoptymalizowany – w zakresie parametrów, model trafnie odtwarza wzorcowy (wyniki pomiaru) rozkład przemieszczeń pionowych. W otoczeniu brzegu $\partial \Omega$ pola przemieszczeń wyniki odwzorowania mogą być obciążone wymuszeniem ewolucji "swobodnego" brzegu.
- 2. Jakość odwzorowania. Mając różne parametry funkcji rozkładu i odpowiedni model możemy obliczyć wiarygodność danych. Przeprowadzona walidacja oprogramowania opracowanego dla potrzeb analiz prowadzonych w projekcie INGEO, obejmującego modelowanie procesów deformacyjnych z uwzględnieniem zaburzeń losowych potwierdziła zbieżność uzyskanych rezultatów z danymi otrzymanymi w wyniku monitorowania obiektu, jakim jest górotwór zlokalizowany nad obszarem eksploatacji.

- 3. Monitoring terenu górniczego przeprowadzony w projekcie INGEO należy rozumieć, jako nowatorskie przedsięwzięcie kontrolno-pomiarowe służące weryfikacji stanu deformacji konkretnego podobszaru górniczego. Jest to również podstawa analiz przekształceń topologicznych danego rejonu. Monitoring oparto o rozwiązania i modyfikację technologii GNSS: pomiary online. Technologie pomiaru Time-To-First-Fix (TTFF) umożliwiają poprawę dostępności sygnału satelitarnego w podobszarach trudnych środowiskowo - co pozwala zobrazować trajektorie oraz poszukiwać pewnej miary przestrzennej zależnej od czasu. Przedstawiona metodyka modelowania i monitoringu umożliwia T - optymalizację celem wyboru modelu dobrze przybliżającego analizowany proces.
- 4. Istotnie nowym elementem monitoringu przemieszczeniowego on-line w technologii GPS jest stwierdzona jego podstawowa użyteczność tzn.: ciągłe zobrazowanie przemieszczeń podobszaru górniczego oraz użyteczność w formie wspomagania pomiarów w trybie GPS RTK pojedynczych obiektów jak i linii pomiarowych układu lokalnych sieci geodezyjnych, usytuowanych na obszarach górniczych.
- 5. Aktualnie w opracowywaniu znajdują się wyniki badań wykonanych przy wykorzystaniu pełnego modelu stochastycznego. Ich celem jest próba uzyskania doświadczeń mających na celu określenie czy możliwe jest wykorzystywanie modelowania i opracowanych modeli uwzględniających losowy charakter badanych procesów dla predykcji występowania zagrożeń spowodowanych losowymi zdarzeniami, jakimi są wstrząsy górnicze. Uzyskanie miarodajnych rezultatów wymaga jednak dłuższego okresu prowadzenia obserwacji w powiązaniu z wynikami monitorowania w odniesieniu do parametrów zaobserwowanych wstrząsów.
- 6. Podjęcie próby skojarzenia procesów przemieszczenia ↔ drgania: to innowacyjne podejście do modelowania niepełnej informacji o preferencjach procesów. Wprowadzenie relacji typu trade-off, może być stosowane do analizy teoretycznej procesu podejmowania decyzji w odniesieniu do tzw. procesów koalicyjnych.

Literatura

- Adams R., Fournier J.: Sobolev Spaces. Elsevier/Academic Press, Amsterdam, 2003.
- Allemang R.J., Brown D.L.: A Correlation Coefficient for Modal Vector Analysis. Proceedings of the 1st International Modal Analysis Conference, s. 110 -116, Orlando, 1982.
- Bosy J., Figurski M.: Problematyka opracowania obserwacji satelitarnych GPS w precyzyjnych sieciach lokalnych. Wydawnictwa Akademii Rolniczej we Wrocławiu, 2003.
- Isakow Z.: Safecomine intrinsically safe system for monitoring of hazards in mines related to disturbance of the strata and environment equilibrium. Proceedings of 7th International Symposium on Rockburst and Seismicity in Mines, Dalian, Chiny, 2009, s. 1045-1056.
- Isakow Z.: Systemy do oceny zagrożeń sejsmicznych w kopalniach. Cz. 1. Mechanizacja i Automatyzacja Górnictwa, 2004, 4/399, 5-18.
- Isakow Z.: Systemy do oceny zagrożeń sejsmicznych w kopalniach. Cz. 2. Mechanizacja i Automatyzacja Górnictwa, 2004, 5/400, 9-25.
- Khuri A. I., Cornell, J. A.: *Response Surfaces, Design and Analyses.* 2nd ed. Statistics: Textbooks and Monographs. Marcel Dekker, New York, 1996.
- Marciniak-Czochra A., Stiehl T., Ho A. D., Jäger W. and Wagner W.: Modeling asymmetric cell division in hematopoietic stem cells - regulation of self-renewal is essential for efficient repopulation. Stem Cells Dev., 2008.
- 9. McLachlan G. J.: Discriminant Analysis and Statistical Pattern Recognition. Wiley Interscience, Nowy Jork, 1992.
- Mirek K., Isakow Z.: Preliminary analysis of InSAR data from south-west part of Upper Silesian Coal Basin. Gospodarka Surowcami Mineralnymi, 2009, 25/3, str. 239-246.
- 11. Narkiewicz J.: Globalny system pozycyjny GPS. Budowa, działanie, zastosowanie. Wyd. WKIŁ, 2008.
- Piwowarski W.: Estimation of the missing results of the surveys concerning a non-stationary post-mining dislocations field. Geodezja i Kartografia 52(3), Wydawnictwa PAN, Warszawa 2003.
- 13. Sweatt David J.: Mechanisms of memory. Elsevier, 2003.
- Uciński D.: Optimal Measurement Methods for Distributed-Parameter System Identification. CRC Press, Boca Raton, FL, 2005.

Artykuł powstał w wyniku realizacji projektu o akronimie INGEO, pt. Innowacyjne metody i system do oceny zagrożenia tąpaniami na podstawie probabilistycznej analizy procesu pękania i geotomografii online, dofinansowanego przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju w ramach Programu Badań Stosowanych, nr umowy PBS2/B2/8/2013.

> JACEK JUZWA IRENA KUCIARA KAZIMIERZ SICIŃSKI {J.Juzwa,I.Kuciara,K.Sicinski}@ibemag.pl Instytut Technik Innowacyjnych EMAG ul. Leopolda 31, 40-189 Katowice

WIESŁAW PIWOWARSKI prof. dr hab. inż. piwowar@agh.edu.pl Wydział Geodezji Górniczej i Inżynierii Środowiska Akademia Górniczo Hutnicza al. A. Mickiewicza 30, 30-059 Kraków

Wpływ podporności wstępnej na podporność stojaków sekcji obudowy zmechanizowanej

Doświadczenia zdobyte na przestrzeni lat dowodzą, że o płynności procesu produkcyjnego w ścianach w znacznej mierze decyduje prawidłowe utrzymanie stropu wyrobiska. Prawidłowo dobrana sekcja obudowy zmechanizowanej nie gwarantuje jeszcze prawidłowego utrzymania stropu wyrobiska, zwłaszcza w jego części przyczołowej. Nieprawidłowości w utrzymaniu stropu wyrobiska ścianowego mogą być związane, między innymi z błędami w sterowaniu sekcjami obudowy zmechanizowanej, które sprowadzają się głównie do rozparcia sekcji ze zbyt niskim ciśnieniem wstępnym. Biorąc pod uwagę powyższe w niniejszym artykule przeprowadzono analizę wpływu podporności wstępnej na podporność stojaków sekcji obudowy zmechanizowanej.

Słowa kluczowe: sekcja obudowy zmechanizowanej, podporność wstępna, podporność

1. CZYNNIKI EKSPLOATACYJNE WPŁYWAJĄCE NA OBCIĄŻENIE SEKCJI OBUDOWY ZMECHANIZOWANEJ

Czynnikami eksploatacyjnymi istotnie wpływającymi na podporność sekcji obudowy zmechanizowanej są: uzyskana podporność wstępna, zróżnicowanie rozparcia stojaków w sekcji oraz sekcjach sąsiednich oraz obciążenie osłony odzawałowej skałami tworzącymi zawał chaotyczny.

Prawidłowo dobrana sekcja obudowy zmechanizowanej, dla której wysokość ściany jest zgodna z zakresem użytkowania, a podporność robocza i wstępna jest ustalona na podstawie spodziewanego obciążenia ze strony górotworu, nie gwarantuje jeszcze prawidłowego utrzymania stropu wyrobiska, zwłaszcza w jego części przyczołowej. Nieprawidłowości w utrzymaniu stropu wyrobiska ścianowego mogą być związane z [4]:

- konstrukcją sekcji obudowy, w wyniku której może wystąpić niewłaściwy rozkład nacisku stropnicy na strop co może prowadzić do sytuacji, w której aktywne podparcie stropu kończy się w pewnej odległości od końca stropnicy,
- niewłaściwą sztywnością stojaków hydraulicznych oraz zapowietrzaniem przestrzeni podtłokowej stojaków,

- występowaniem na stropnicy i/lub pod spągnicą sekcji luźnego rumoszu skalnego, prowadzącego do niekontrolowanej konwergencji wyrobiska,
- błędami w sterowaniu sekcjami obudowy zmechanizowanej, które sprowadzają się głównie do rozparcia sekcji ze zbyt niskim ciśnieniem wstępnym oraz nierównomiernością rozparcia stojaków i sąsiednich sekcji.

Błędy w sterowaniu są bardzo istotne, gdyż wartość podporności wstępnej wpływa na uzyskanie założonej konwergencji wyrobiska, co zapewnia prawidłową współpracę sekcji obudowy z górotworem. Rozparcie sekcji ze zbyt niskim ciśnieniem wstępnym może również wynikać ze zbyt niskiego ciśnienia zasilania.

Podporność wstępna, rozumiana jako siła oddziaływania stropnicy na strop, uzyskana w momencie ukończenia rozpierania sekcji, powinna być określona do danych warunków stropowych i bezwzględnie przestrzegana przez operatorów sekcji obudowy. Zbyt duża podporność wstępna powoduje niszczenie skał stropu bezpośredniego, szczególnie w przypadku skał słabych, a zbyt mała prowadzi do wzrostu prędkości osiadania stropu, jego rozluźnienia i zmniejszenia rozpiętości stropu bezpośredniego [2].

2. METODYKA POSTĘPOWANIA BADAWCZEGO

W celu ustalenia wpływu podporności wstępnej na obciążenie sekcji obudowy zmechanizowanej opracowano procedurę badawczą, której celem była między innymi analiza uzyskiwanej, przy sterowaniu ręcznym, podporności wstępnej [3]. Analizę przeprowadzono na podstawie przebiegów czasowych zmiany ciśnienia w części podtłokowej stojaków sekcji obudowy zmechanizowanej.

Badania eksploatacyjne przeprowadzono w ścianie o wysokości 1,65 ÷ 1,85 m prowadzonej z zawałem stropu. Ściana wyposażona była w sekcje obudowy zmechanizowanej XXX-10/20-POz i bezprzewodowy system monitorowania ciśnienia, który rejestrował ciśnienie we wszystkich stojakach.

Na potrzeby analizy, spośród wszystkich sekcji obudowy stosowanych w ścianie, wybrano sekcje w środkowej części ściany, położone w odległości większej od 1/3 długości ściany od chodnika przyścianowego, celem uniknięcia wpływu wynikającego z sąsiedztwa chodników przyścianowych.

Dzięki ciągłemu monitorowaniu ciśnienia w przestrzeniach roboczych stojaków uzyskano przebiegi czasowe zmiany ciśnienia, które posłużyły do dalszej analizy. Z uzyskanych przebiegów czasowych odczytano dane dotyczące ciśnienia wstępnego p_w i ciśnienia końcowego p_k w każdym z cykli obciążenia rozpatrywanych sekcji obudowy zmechanizowanej (rys. 1).



Rys.1. Wartości ciśnienia brane do analizy [3]

Na podstawie zarejestrowanych wartości ciśnienia dla wszystkich zweryfikowanych przypadków przeprowadzono analizę zależności ciśnienia końcowego stojaków od ciśnienia wstępnego.

2.1. Przygotowanie danych do analizy

Przy doborze sekcji do analizy kierowano się oprócz kryterium położenia sekcji w ścianie także kompletnością danych pomiarowych. Kryterium kompletności dotyczyło uzyskania największej liczby prawidłowych przebiegów czasowych obciążenia trzech sąsiednich sekcji w okresie wybranego miesiąca. Dla każdej sekcji przeprowadzono analizę zmiany ciśnienia w przestrzeniach roboczych siłowników w danym okresie czasu. Przykładowy przebieg czasowy poddany analizie przedstawiono na rys. 2.

Każdy cykl obciążenia sekcji był rozpatrywany oddzielnie przy rozciągniętej osi czasu, co pozwoliło na szczegółową analizę zarejestrowanych przebiegów umożliwiającą uchwycenie następujących nieprawidłowości w pracy sekcji obudowy:

- rozparcie sekcji obudowy zmechanizowanej ze zbyt małym ciśnieniem wstępnym,
- obciążenie końcowe sekcji obudowy zmechanizowanej na poziomie podporności wstępnej (25 MPa).

2.2. Analiza przebiegu ciśnienia w przestrzeni roboczej stojaków w aspekcie weryfikacji danych pomiarowych

Weryfikacja wstępna wyników pomiarów polegała na przeanalizowaniu otrzymanych przebiegów czasowych zmian ciśnienia w przestrzeniach roboczych stojaków i odrzuceniu przebiegów czasowych zmiany ciśnienia, które wskazywały na stany awaryjne stojaków związane na przykład z ich nieszczelnością. Do dalszej analizy zakwalifikowano przebiegi czasowe cykli pracy sekcji, które charakteryzowały się wzrostem ciśnienia w obu stojakach sekcji obudowy zmechanizowanej, niezależnie od charakteru narastania ciśnienia w przestrzeniach roboczych obu stojaków (cykle obciążenia sekcji charakteryzujące się równomiernym - rys. 3 lub nierównomiernym rozparciem stojaków - rys. 4). Brano pod uwagę zarówno cykle obciążenia, w trakcie których sekcje rozpierane były prawidłowo (ustalonym dla danej sekcji obudowy ciśnieniem wstępnym), jak i te które rozpoczynały się ciśnieniem wstępnym mniejszym od nominalnego.

Dla każdego zakwalifikowanego do analizy cyklu obciążenia sekcji wyznaczono wartość ciśnienia wstępnego p_w oraz wartość ciśnienia końcowego p_k (rys. 1).



Rys.2. Przykładowy przebieg zmian ciśnienia w przestrzeniach podtlokowych stojaków sekcji obudowy zmechanizowanej w kilku kolejnych dniach [3]

2.3. Ustalenie rozkładu czasu trwania cykli obciążenia stojaków

Czas trwania cyklu obciążenia sekcji zależy od przebiegu procesu technologicznego w ścianie. Zróżnicowanie czasu cyklu obciążenia sekcji obudowy widoczne jest we fragmencie przebiegu czasowego zmian ciśnienia w stojakach przedstawionego na rys. 2. Na potrzeby analizy wyznaczono czasy cykli obciążenia t_c sekcji zakwalifikowanych do analizy i sporządzono rozkład częstości ich występowania (rys. 5).

Uzyskane rozkłady są zbliżone do normalnego. Zdecydowana większość cykli mieści się w przedziale 60 ÷ 180 min. Cykle obciążenia sekcji mieszczące się w tym przedziale odpowiadają średniej prędkości posuwu kombajnu 1,3 ÷ 4 m/min, przy długości ściany równej 235 m, a więc normalnemu przebiegowi procesu technologicznego w ścianie niskiej.

Cykle obciążenia sekcji krótsze od 60 min stanowiły około 4% wszystkich analizowanych cykli. W trakcie ich trwania realizowane były operacje pomocnicze związane głównie z wyrównywaniem ściany w celu uzyskania prostoliniowości. Natomiast cykle o czasie dłuższym od 180 min związane były z dłuższymi postojami wynikającymi z uszkodzeń wyposażenia technicznego lub ze względów organizacyjnych. Stanowiły one około 16% wszystkich analizowanych cykli obciążenia sekcji. Ponieważ podmiotem analizy jest obciążenie sekcji w trakcie niezakłóconej realizacji procesu technologicznego cykle o czasie krótszym od 60 min i dłuższym od 180 min nie były analizowane. Przebiegi czasowe, dla długości cykli podzielonych na dwa przedziały 60÷120 min i 120÷180 min, posłużyły do analizy zależności podporności od podporności wstępnej stojaków sekcji obudowy zmechanizowanej.



Rys.3. Równomierne narastanie ciśnienia w przestrzeniach roboczych obu stojaków sekcji obudowy zmechanizowanej [3]



Rys.4. Cykle obciążenia sekcji charakteryzujące się nierównomiernym rozpieraniem stojaków [3]



Rys. 5. Rozkład występowania długości cykli t_c dla trzech sąsiednich sekcji obudowy o numerach 71, 72 i 73 [3]

3. ANALIZA WPŁYWU PODPORNOŚCI WSTĘPNEJ NA PODPORNOŚĆ STOJAKÓW SEKCJI OBUDOWY ZMECHANIZOWANEJ

Do ustalenia wpływu podporności wstępnej na podporność stojaków posłużyły cykle obciążenia sekcji obudowy o numerze 72, których czas trwania mieścił się w przedziale 60÷120 min oraz 120÷ 180 min. Wartości ciśnienia wstępnego pw i ciśnienia końcowego pk stojaków w poszczególnych cyklach odniesiono odpowiednio do ciśnienia zasilania p_{zas} i ciśnienia roboczego p_r. Ułatwiło to dalszą analizę poprzez podział obszaru względnych wartości ciśnienia końcowego pk/prob i ciśnienia wstępnego pw/pzas na cztery części oznaczone odpowiednio I, II, III i IV (rys. 6 i 7) z uwzględnieniem wartości progowych obu parametrów. Na rysunkach zaobserwować można zbliżony rozkład punktów dla cykli obciążenia charakteryzujących się różnymi czasami ich trwania.

Stwierdzono, że im mniejsza wartość podporności wstępnej, tym występuje większy zakres zmienności podporności roboczej odpowiadający danej wartości podporności wstępnej. Rozproszenie punktów maleje wraz ze wzrostem ciśnienia wstępnego, a po przekroczeniu wartości tego ciśnienia odpowiadającej relacji p_w/p_{zas} równej 0.6, zależność względnego ciśnienia końcowego od względnego ciśnienia wstępnego opisać można zależnością liniową.

Na podstawie rozproszenia punktów uzyskanych z analizowanych przebiegów czasowych ustalono wartości progowe ciśnienia: $p_w/p_{zas} = 0.6$ i $p_k/p_{rob} = 0.6$, pozwalające na podział obszaru na wcześniej wymienione części. W częściach oznaczonych I i III rozrzut punktów ma charakter losowy, który nie pozwala na ustalenie związku pomiędzy analizowanymi parametrami. W części IV występuje tylko kilka punktów, co świadczy o tym, że tego rodzaju relacja pomiędzy podpornością wstępną i podpornością roboczą występuje sporadycznie.

W przypadku, gdy podporność wstępna jest większa od 60% ciśnienia zasilania, a uzyskana podporność jest większa od 60% podporności roboczej (część II) relację pomiędzy analizowanymi parametrami, dla sekcji o numerze 72 dla wyróżnionych czasów trwania cykli, najlepiej opisują proste regresji o równaniach, przedstawionych w tabeli 1. Dla poszczególnych stojaków i czasów trwania cykli w poszczególnych przedziałach sprawdzono istotność korelacji analizowanej zależności za pomocą testu t-Studenta, na poziomie istotności równym 0.05.

Wykazano, że współczynnik korelacji r jest statystycznie istotny dla wszystkich rozpatrywanych przypadków $|t| \ge t_{0,05,n-2}$, a siła związku korelacyjnego jest silna i zawiera się w przedziale $0.73 \div 0.80$ [1, 5].



Rys. 6. Zależność podporności od podporności wstępnej $p_{k}/p_{rob} = f(p_w/p_{zas})$ stojaków sekcji obudowy zmechanizowanej o numerze 72 dla $t_c = 60 \div 120min$ [3]



Rys.7. Zależność podporności od podporności wstępnej $p_k/p_{rob} = f(p_w/p_{zas})$ stojaków sekcji obudowy zmechanizowanej o numerze 72 dla $t_c = 120 \div 180$ min [3]

W kolejnym etapie sprawdzono hipotezę, że proste regresji dla porównywanych populacji (dotyczących poszczególnych stojaków) mają takie same współczynniki regresji, a więc to samo nachylenie. Dla wszystkich porównywanych prostych regresji na poziomie istotności równym 0.05 nie było podstaw do odrzucenia hipotezy o ich równoległości (Tabela 2).

Przedstawiona analiza dowodzi jak ważnym czynnikiem jest prawidłowy dobór wartości nominalnej podporności wstępnej oraz zapewnienie uzyskania wartości tej podporności w ścianie. Na jej podstawie stwierdzono, że warunkiem prawidłowego utrzymania stropu wyrobiska jest uzyskanie w każdym cyklu pracy sekcji obudowy podporności wstępnej na założonym poziomie ciśnienia zasilania. Wówczas podporność sekcji wzrasta w sposób, który opisuje model obciążenia sekcji obudowy zmechanizowanej. Na podstawie zebranych danych pomiarowych stwierdzono, że występują cykle obciążenia sekcji, w której ciśnienie wstępne wynosiło 5÷10 MPa, co wpływa na pogorszenie stanu utrzymania wyrobiska i może prowadzić do obwałów w przyczołowej strefie wyrobiska ścianowego.

Tabela 1.

Stojak / czas trwania cyklu	Równanie regresji	Współczynnik korelacji r	Test statystyczny $t = \frac{r \cdot \sqrt{n-2}}{\sqrt{1-r^2}}$	Wartość krytyczna t _{0,05,n-2}
lewy / 60÷120	0,7225x + 0,1518	0,74	6,742	2,022
prawy / 60÷120	0,7154x + 0,1734	0,73	6,588	2,022
lewy / 120÷180	0,7688x + 0,1594	0,80	7,360	2,035
prawy / 120÷180	0,7668x + 0,1946	0,75	6,333	2,035

Proste regresji i ich opis statystyczny dla 72. sekcji

Tabela 2.

Porównanie współczynników prostych regresji wyznaczonych dla stojaków w tych samych sekcjach

Stojak / czas trwania cyklu	Równanie regresji	Test statystyczny $ t_1 $	Wartość krytyczna t _y	
lewy / 60÷120	0,7225x + 0,1518	0.047	1.002	
prawy / 60÷120	0,7154x + 0,1734	0,047	1,995	
lewy / 120÷180	lewy / 120÷180 0,7688x + 0,1594		1.009	
prawy / 120÷180	0,7668x + 0,1946	0,012	1,998	
lewy / 60÷120	0,7225x + 0,1518	0.208	1,995	
lewy / 120÷180	0,7688x + 0,1594	0,508		
prawy / 60÷120	prawy / 60÷120 0,7154x + 0,1734		1.005	
prawy / 120÷180	0,7668x + 0,1946	0,318	1,995	

4. PODSUMOWANIE

Jednym z warunków prawidłowego utrzymania stropu wyrobiska jest uzyskanie w każdym cyklu pracy sekcji obudowy podporności wstępnej na poziomie założonego ciśnienia wstępnego. Im mniejsza jest wartość, uzyskiwanej przez sekcje obudowy, podporności wstępnej, tym większy jest zakres zmienności podporności sekcji obudowy, odpowiadający danej wartości podporności wstępnej. Wpływa to niekorzystnie na warunki prawidłowego utrzymania stropu wyrobiska, gdyż zróżnicowanie podporności sekcji obudowy zmechanizowanej, powoduje pogorszenie warunków utrzymania stropu wskutek jego zginania wzdłuż ściany.

Rzeczywista wartość podporności wstępnej w dużym stopniu wpływa na szybkość przyrostu ciśnienia w stojakach. Im mniejsze jest ciśnienie wstępne (w zakresie poniżej ciśnienia równego 0.6 p_{zas}) tym szybciej narasta ciśnienie w stojakach, w wyniku osiadania stropowej bryły górotworu. Przy ciśnieniu wstępnym zbliżonym do ciśnienia zasilania występuje znacznie mniejszy rozrzut punktów pomiarowych charakteryzujących podporność końcową sekcji obudowy zmechanizowanej. Z powyższego wynika, że uzyskanie podporności wstępnej w zakresie zbliżonym do wartości ciśnienia zasilania, sprawia, że narastanie ciśnienia w stojakach hydraulicznych jest przewidywalne i prowadzi do dobrego stanu utrzymania stropu wyrobiska.

Literatura

- 1. Greń J.: Statystyka matematyczna modele i zadania. Państwowe Wydawnictwo Naukowe. Warszawa 1974.
- Jaszczuk M.: Ścianowe systemy mechanizacyjne. Wydawnictwo Naukowe Śląsk. Katowice 2007.
- Pawlikowski A.: Ocena wpływu czynników konstrukcyjnych i eksploatacyjnych na podporność sekcji obudowy zmechanizowanej. Rozprawa doktorska. Politechnika Śląska. Gliwice 2014.
- Rajwa S.: Określenie przyczyn utraty płynności procesu produkcyjnego w ścianach zawałowych spowodowanych nieprawidłowościami w pracy obudów zmechanizowanych. Prace Naukowe GIG. Górnictwo i Środowisko. Katowice 2011.
- 5. Volk W.: Statystyka stosowana dla inżynierów. Wydawnictwo Naukowo-Techniczne. Warszawa 1973.

ARKADIUSZ PAWLIKOWSKI, dr inż. Arkadiusz.Pawlikowski@polsl.pl Wydział Górnictwa i Geologii Politechnika Śląska ul. Akademicka 2, 44-100 Gliwice

Obciążenia i narażenia podstawowe układów stykowych łączników elektrycznych

Układy izolacyjne oraz stykowe łączników elektroenergetycznych należa do podzespołów, które najczęściej ulegają uszkodzeniu. Miarą wytrzymałości elektrycznej na przebicie przerwy (przestrzeni) międzystykowej łącznika jest natężenie pola elektrycznego i odpowiadające mu napięcie, przy którym następuje przebicie układu. Przebiciu przerwy międzystykowej sprzyja występująca tam niejednorodność naprężeń elektrycznych. Układy stykowe w stanie przewodzenia prądów lub w procesie ich łączenia są z kolei najbardziej obciążonymi cieplnie elementami torów prądowych. Powinny być tak zaprojektowane, wykonane i eksploatowane, aby w stanie przewodzenia prądów roboczych nie były przekroczone przepisowe wartości przyrostów temperatury i żeby styki się nie sczepiały, ani trwale nie odkształcały podczas przewodzenia prądów zakłóceniowych. W pracy przedstawiono przykłady wykorzystania metod analitycznych i numerycznych do oceny stopnia niejednorodności pola elektrycznego w przestrzeni międzystykowej oraz podano odpowiednie zależności matematyczne, umożliwiające oszacowanie wartości napięcia przebicia przerwy międzystykowej. W opracowaniu tym omówiono również czynniki wpływające na obciążalność prądową układów stykowych w stanie przewodzenia prądów roboczych oraz. zakłóceniowych.

Słowa kluczowe: Wytrzymałość elektryczna na przebicie przerwy międzystykowej, narażenia prądowe układów stykowych

1. WPROWADZENIE

Układy stykowe są podstawowymi podzespołami torów prądowych aparatów elektrycznych, w szczególności łączników elektrycznych oraz przewodów szynowych. Umożliwiają łączenie pradów roboczych i zakłóceniowych, zapewniają połączenie torów prądowych poszczególnych aparatów, a także przesył i rozdział energii elektrycznej. Powinny być tak zaprojektowane, wykonane i eksploatowane, aby w procesie załaczania i wyłaczania pradów przez zestyki łączeniowe była w szczególności zachowana w jak największym stopniu jednorodność naprężeń elektrycznych w obszarze międzystykowym. W stanie przewodzenia prądów roboczych, od układów stykowych wymaga się, aby dopuszczalne przyrosty temperatury w zestykach nie były przekraczane, natomiast podczas przewodzenia prądów zakłóceniowych styki ich się nie sczepiały, ani trwale nie odkształcały [2, 4, 7, 9].

W pracy przedstawiono przykłady wykorzystania metod analitycznych i numerycznych do oceny stopnia niejednorodności pola elektrycznego w przestrzeni międzystykowej. Omówiono również czynniki wpływające na obciążalność prądową układów stykowych w stanie przewodzenia prądów roboczych oraz zakłóceniowych.

2. ANALIZA NATĘŻENIA POLA ELEKTRYCZNEGO

Najważniejszą cechą charakterystyczną izolacji układów stykowych jest jej wytrzymałość elektryczna na przebicie. Wytrzymałość dielektryczna zależy od temperatury dielektryka, kształtu przebiegu napięcia przyłożonego do elektrod, ciśnienia, konfiguracji i materiału elektrod, stanu powierzchni elektrod, zanieczyszczeń itd. Miarą wytrzymałości elektrycznej układu izolacyjnego jest natężenie pola elektrycznego lub odpowiadające mu napięcie, przy którym następuje przebicie układu. Przebiciu przerwy międzystykowej układu stykowego sprzyja niejednorodność rozkładu naprężeń elektrycznych w omawianej przestrzeni.

Analizę pól elektrycznych w przypadku nieskomplikowanych układów izolacyjnych przeprowadza się przy pomocy analitycznych metod. Do analizy pól elektrycznych w złożonych układach izolacyjnych stosuje się cyfrową technikę obliczeniową, wykorzystującą metodę elementów skończonych, metody równań całkowych czy innych.

Wśród metod analitycznych użytecznych do określania wartości natężenia pola elektrycznego w wybranych układach izolacyjnych styków np. odłączników, rozłączników należy wyróżnić metodę wykorzystującą współczynniki Schwaigera η (zwane także współczynnikami wykorzystania izolacji). Współczynniki te są miarą stopnia niejednorodności pola w przestrzeni międzyelektrodowej i opisują wpływ geometrii elektrod, na wytrzymałość dielektryczną odstępu izolacyjnego [1, 4]. Dla pola jednorodnego wartość współczynnika $\eta = 1$:

$$\eta = \frac{U}{E_k d} \tag{1}$$

gdzie:

- U napięcie przyłożone do układu elektrod, w kV,
- E_k natężenie krytyczne pola elektrycznego, przy którym następuje przebicie przerwy izolacyjnej, w kV/cm,
- d odstęp międzyelektrodowy, w cm.

Ogólnie biorąc, współczynnik η jest dla danego kształtu układu elektrod zależny od geometrycznego współczynnika charakterystycznego p. Wartość tego współczynnika wyznaczamy z zależności

$$p = \frac{s+r}{r} \tag{2}$$

gdzie:

- s odstęp międzyelektrodowy, cm
- r elektrody o większej krzywiźnie, cm.

Na rys. 1 podano dla kilku wybranych kształtów i konfiguracji elektrod, związek współczynnika η z parametrem charakterystycznym p [1, 4].

Układ elektrod	T1	T2	T3		
	krawędź zaokrąglona - płaszczyzna	współogniskowe, paraboliczne cylindry	krawędź hiperboloidalna - płaszczyzna		
Współczynnik $\eta = f(p)$	$\frac{2}{1+\sqrt{2p-3}}$	$\frac{2}{1+\sqrt{2p-1}}$	$\frac{\operatorname{arc \ ctg} \frac{1}{\sqrt{p-1}}}{\sqrt{p-1}}$		

Rys. 1. Zależność współczynnika η od kształtu elektrod

Wartość napięcia przebicia przerwy izolacyjnej, dla wyznaczonej uprzednio wartości współczynnika η charakterystycznej dla analizowanego kształtu układu elektrod, oblicza się ze wzoru:

$$U_p = E_k d\eta \tag{3}$$

Metody analityczne okazują się użyteczne zwłaszcza w przypadkach porównywania wytrzymałości elektrycznej przerwy izolacyjnej oraz wyznaczonych uprzednio cech konstrukcyjnych układu izolacyjnego.

Do analizy rozkładu pola elektrycznego w przestrzeniach międzystykowych łączników elektrycznych wysokiego napięcia, z uwagi na bardziej skomplikowaną geometrię styków i większą złożoność obliczeń teoretycznych natężenia pola, stosowane są metody numeryczne. W tym celu, do wyznaczania rozkładu natężenia pola elektrycznego w przestrzeni międzystykowej, a także do lokalizacji obszarów stykowych o największym narażeniu na przebicie, stosowana jest na ogół metoda elementów skończonych i wykorzystywane są programy np.: ANSYS, SolidWorks, Quick Field oraz OPERA. Na rys. 2a i 2b przedstawione są przykładowe wyniki analizy natężenia pola elektrycznego w przestrzeni międzystykowej układów stykowych tulipanowych i stożkowych [4, 6].



Rys. 2. Przykładowe rozkłady natężenia pola elektrycznego w przerwie międzystykowej styków: a) tulipanowych, b) stożkowych

Przeprowadzona analiza numeryczna pola elektrycznego w przestrzeni międzystykowej, potwierdziła przydatność jej do wyznaczania obszarów styków o największej wrażliwości na przebicie. Stwierdzono przy tym, że istotnymi cechami konstrukcyjnymi wpływającymi na rozkład pola elektrycznego w przestrzeni międzystykowej układu stykowego są promienie zaokrągleń czoła końcówki styku ruchomego, promienie brzegu wewnętrznej powierzchni styczności styków nieruchomych.

Ustalono także, że stosunkowo niewielki wpływ na wytrzymałość elektryczną przerwy międzystykowej, ma kąt styczności styków stożkowych. Jak wynika z tych badań, pewien wzrost wartości natężenia pola elektrycznego w obszarze stykowym, obserwuje się praktycznie dopiero w końcowej fazie ruchu styków, przed ich zetknięciem się.

Ograniczona wytrzymałość dielektryczna środowiska, otaczająca styki zamykanego wyłącznika elektrycznego wysokiego napięcia, powoduje, że załączenie prądu w obwodzie elektrycznym następuje najczęściej nie w wyniku uzyskania styczności styków, a w wyniku przebicia elektrycznego danego środowiska (rys. 3).



Rys. 3. Przykład określania chwili zapłonu łuku podczas załączania prądu przemiennego

W założeniu, że napięcie przebicia jest proporcjonalne do odległości między stykami, można wyznaczyć chwilę t_{p} , w której następuje przebicie podczas załączania prądu, przy napięciu $u = U_m \sin \omega t$, z zależności [4]:

$$U_m |\sin \omega t| = E_k n v_s (t_s - t_p) \tag{4}$$

- *E_k* wartość natężenia pola elektrycznego, przy którym następuje przebicie;
- vs wartość prędkości schodzenia się styków (zmniejszania się odstępu międzystykowego), w chwili zapłonu łuku elektrycznego w przerwie stykowej,

- n liczba przerw w biegunie,
- t_p chwila przebicia przerwy,
- t_s chwila zetknięcia się styków.

Załączenie prądu jest zatem możliwe przy dowolnym kącie fazowym napięcia, włącznie z kątem fazowym, odpowiadającym chwili przejścia napięcia przez wartość zerową, jeżeli spełniony jest warunek

$$k = \frac{nE_k v_s}{\omega U_m} \ge 1 \tag{5}$$

Minimalną wartość prędkości styków w chwili mechanicznego ich zetknięcia się, przy której nie nastąpi przebicie przerwy międzystykowej podczas załączania prądu w obwodzie elektrycznym, można więc określić z zależności:

$$v_s \ge \frac{\omega U_m}{nE_k} \tag{6}$$

Im większa jest wartość prędkości v_s schodzenia się styków wyłącznika elektrycznego oraz im większa jest wartość natężenia pola elektrycznego E_k , tym krótszy jest czas palenia się łuku elektrycznego.

Faza załączania prądu w obwodzie elektrycznym, prędkość schodzenia się styków wyłącznika oraz rozrzuty czasów własnych jego działania mają istotny

wpływ na przetężenia i przepięcia w załączanym obwodzie.

3. OBCIĄŻENIA I NARAŻENIA PRĄDOWE

3.1. Obciążalność prądowa ciągła zestyków

Obciążalność prądowa ciągła zestyków zależy od ilości ciepła wydzielonego w zestyku oraz od stopnia intensywności odprowadzenia ciepła z nagrzanego zestyku. Podstawowymi źródłami strat cieplnych w układach stykowych z prądem i(t) są straty cieplne (ciepło Joule'a) powstałe w przewodniku o odpowiednio ukształtowanych elementach układu stykowego oraz straty wydzielone w rezystancji zestykowej (R_p), która jest zależna między innymi od siły docisku styków i stanu ich powierzchni oraz grubości i struktury warstw nalotowych [1, 3, 4, 8, 10].

Analiza teoretyczna nagrzewania powierzchni styczności zestyków przez prąd ciągły jest w zasadzie opracowana dla zestyków punktowych. Dla innych rodzajów zestyków obliczenia są prowadzone przy pewnych uproszczeniach, a więc w przybliżeniu opisują proces nagrzewania zestyków.

Przykładowy rozkład temperatury w zestyku punktowym jest przedstawiony na rys. 4.



b)

Rys. 4. Nagrzewanie toru prądowego z zestykiem jednopunktowym: a) model zestyku, b) rozkład temperatury wzdłuż toru prądowego

 ρ_{ϑ}

Temperatura maksymalna \mathcal{G}_m występująca w miejscu zestyku punktowego (rys. 3.1b) wynosi

$$\mathcal{G}_m = I^2 \left(\frac{1}{2} R_p \frac{1}{\sqrt{\lambda A k S}} + \frac{\rho_{\vartheta} k_w}{S k A} \right) + \mathcal{G}_0 \tag{7}$$

gdzie:

a)

- $k_w = k_0 k_z$ współczynnik wypierania prądu równy iloczynowi współczynnika naskórkowości k_0 i współczynnika zbliżenia k_z ;
- k współczynnik oddawania ciepła w drodze unoszenia i promieniowania, W/(m²·K);

- rezystywność materiału przewodu w temperaturze θ, Ω·m;
- 9_p temperatura rzeczywistej powierzchni styczności zestyku w stanie ustalonym, K;
- \mathcal{G}_u temperatura w stanie ustalonym toru prądowego, K;
- ϑ_0 temperatura otoczenia, K;
- λ współczynnik przewodności cieplnej, W/m·K;
- S powierzchnia przekroju przewodu, m²;
- A obwód przekroju poprzecznego przewodu, m.

Zestyki przyłączowe łączników elektrycznych (szynoprzewodów) przystosowane do przewodzenia dużych wartości prądów roboczych lub chwilowych, budowane są na ogół ze zbioru wielu pojedynczych równoległych styczek (rys. 5).



Rys. 5. Zestyk z równoległymi styczkami zestyku

Przykładowy rozpływ prądu w poszczególnych styczkach zestyku utworzonego z 10 styczek równoległych, podany w wartościach % w stosunku do założonego równomiernego rozpływu prądu w styczkach i określony dla różnych wartości rezystaneji przejścia R_{p} podano na rys. 6.



Rys. 6. Rozpływ prądu w zestyku o 10 styczkach

Rezystancja przejścia R_p zestyku ma znaczący wpływ na nierównomierność rozpływu prądu w poszczególnych styczkach. Jeśli w fazie projektowej, zwłaszcza zestyków posrebrzanych o stosunkowo małej rezystancji zestykowej nie uwzględniono tego wpływu, może to prowadzić do przegrzewania się skrajnych styczek układu stykowego.

Dodatkowy (praktycznie niemierzalny) przyrost temperatury $\Delta \mathcal{G}_{p}$ występujący w obszarze rzeczywistej powierzchni styczności styków, a która jest wielokrotnie mniejsza od ich powierzchni pozornej, jest wyznaczany dla temperatur $\mathcal{P}_p \leq 150^{\circ}$ C na podstawie zależności podanej przez Kohlrauscha-Holma [7,10]:

$$\mathcal{G}_p - \mathcal{G}_m = \Delta \mathcal{G}_p = \frac{\Delta U_p^2}{8\lambda\rho_{\mathcal{G}}} \tag{8}$$

gdzie:

 $\Delta U_p = IR_p$ – spadek napięcia na rezystancji zestykowej, V;

Kryteria doboru temperatury dopuszczalnej \mathcal{G}_m w zestykach wynikają przede wszystkim:

- ze znacznego obniżania się wytrzymałości mechanicznej styków wraz ze wzrostem temperatury (np. rekrystalizacja miedzi);
- ze zmniejszania się siły docisku w zestykach;
- z destabilizacji rezystancji zestykowej;
- ze skrócenia czasu życia izolacji otaczającej zestyki;
- ze wzrostu upływności w elementach izolacji.

3.2. Obciążalność zwarciowa cieplna zestyków

Podczas przepływu prądu zwarciowego czas nagrzewania jest ograniczony do kilkuset milisekund. Związany z bardzo małą masą mikrostrefy styczności (o stałej czasowej pojedynczych mikrosekund) przyrost temperatury $\Delta \vartheta_p$ praktycznie nadąża za zmianami prądu zwarciowego [4, 11], przekraczając kolejno temperaturę mięknięcia ϑ_{mk} i topnienia ϑ_t materiału styków.

Przekroczenie temperatury topnienia w miejscu styczności styków prowadzi nie tylko do powiększenia jego powierzchni, zmniejszenia rezystancji przewężenia, ale i spowolnienia stopnia nadążania temperatury w miejscu styczności za zmianami prądu, a w końcu do sczepienia (zespawania) styków [2, 5].

Każdy przepływ prądu zwarciowego przez zestyk lub przez układ stykowy w procesie jego łączenia, pozostawia w miejscach galwanicznej styczności ślady od lokalnych wytopień o rozmiarach i liczbie zależnych od natężenia prądu i czasu jego przepływu oraz intensywności oddziaływania łuku elektrycznego na powierzchnie styków (rys. 7).

Analiza warunków przewodzenia prądów zwarciowych przez wielkoprądowe układy stykowe wskazuje, że zestyki są coraz częściej obciążane udarami prądowymi, impulsowymi o dużej stromości ich narastania. Przebieg czasowy tych prądów, a zwłaszcza stromość udarów prądowych zwiększająca efekt naskórkowości, istotnie wpływają na wartość prądu sczepienia zestyków. Badania eksperymentalne dotyczące sczepienia różnego rodzaju zestyków [5], potwierdziły ten wpływ.



Rys. 7. Przykładowe makrografie powierzchni styków, po krótkotrwałym oddziaływaniu na nie łuku elektrycznego

Złożoność zjawiska sczepienia i wynikające stąd trudności teoretycznego wyznaczenia wartości prądu sczepienia w tych szczególnych warunkach, skłaniają do przeprowadzania licznych badań eksperymentalnych. Celem takich badań było wyznaczenie odpowiednich współczynników empirycznych, umożliwiających analityczne określenie wartości prądu sczepienia styków.

Przykładowe wybrane oscylogramy z badań prądu sczepienia zestyków podano na rys. 8.



Rys. 8. Przebiegi prądu i spadku napięcia na zestyku punktowym miedzianym, uzyskane w układzie: a) zwarciowym, b) baterii kondensatorowej

Na przebiegu spadku napięcia na zestyku, widoczne jest sczepienie w czasie pierwszej połówki sinusoidy prądu. Objawia się to zarówno zniekształceniem przebiegu pierwszej połówki sinusoidy napięcia, jak i zmniejszeniem wartości spadku napięcia na zestyku, przy przepływie kolejnych pół fal prądu.

Przeprowadzone badania eksperymentalne dotyczące wyznaczenia wartości prądu sczepienia dla różnego rodzaju zestyków, były podstawą do sformułowania odpowiedniej zależności, uwzględniającej wpływ stromości i czasu trwania impulsu prądowego oraz sił docisku zestyków, na wartość tego prądu.

$$i_{s} = \sqrt{\frac{192c_{0}\ln(1+\frac{2}{3}\alpha\vartheta_{s})}{\pi^{4}\alpha H^{2}\rho_{0}}} \frac{F_{doc}}{\sqrt{t}} n \left[1 + \left(\frac{S_{50}}{S_{x}}\right)^{\varsigma}\right]^{\kappa}$$
(9)

gdzie:

- n współczynnik zależny od rodzaju zestyku; dla punktowego n = 1, dla liniowego n = 2, dla powierzchniowego n = 3;
- S₅₀, S_x stromości prądów zwarciowych odpowiadające częstotliwości 50 Hz, oraz stromości poszczególnych impulsów prądowych;
- ζi κ współczynniki charakterystyczne dla rodzajów zestyków; określone na podstawie przeprowadzonych badań.

Wartość współczynnika κ , który zależy od siły docisku styków F_{doc} , może być określony dla zestyków miedzianych i z mosiądzu, z zależności:

$$\kappa = -0.004 F_{doc} + 2.9 \tag{10}$$

natomiast wartość współczynnika ζ dla tego rodzaju zestyków można przyjąć, że jest stała i wynosi 0,36.

Wartość granicznego prądu sczepienia *i*_s jest ważnym kryterium oceny układu stykowego. Zależy przede wszystkim od siły wypadkowej, dociskającej zestyki w czasie przepływu prądu zwarciowego, liczby styczek, a także od przebiegu czasowego prądu, zwłaszcza jego stromości.

4. PODSUMOWANIE

W artykule przedstawiono przykłady wykorzystania metod analitycznych i numerycznych do oceny stopnia niejednorodności pola elektrycznego w przestrzeni międzystykowej oraz podano zależności matematyczne, umożliwiające oszacowanie wartości napięcia przebicia przerwy międzystykowej. Na podstawie przeprowadzonych badań można sformułować następujące wnioski:

- Zestyki urządzeń elektroenergetycznych stanowią najbardziej obciążone cieplnie elementy torów prądowych.
- Powinny być tak zaprojektowane, wykonane i eksploatowane, aby w stanie przewodzenia prądów roboczych nie były przekroczone przepisowe wartości przyrostów temperatury i żeby styki się nie sczepiały, ani trwale nie odkształcały podczas przewodzenia prądów zakłóceniowych.
- 3. Okresowe diagnozowanie stanu układów stykowych jest niezbędne w celu zapewnienia niezawodnego zasilania odbiorców energii elektrycznej. Umożliwia wydłużanie okresów czasu między przeglądami łączników, zapobiega występowaniu ich awarii, oraz pozwala na wykrywanie stanów technicznych łączników odbiegających od normy.

4. Nowe rozwiązania układów stykowych wspomagane komputerowo i technologia w dziedzinie aparatury łączeniowej, są odpowiedzią na wymagania energetyki, dotyczące nie tylko niezawodności, ale także oczekiwanych minimalnych kosztów eksploatacyjnych.

Literatura

- 1. Au A., Maksymiuk J., Pochanke Z.: Podstawy obliczeń aparatów elektroenergetycznych, WNT, Warszawa, 1982.
- Borkowski P.: Erozja łukowa styków łączników elektrycznych, WPŁ, Łódź 2013.
- Ciok Z., Maksymiuk J., Kulas S., Zgliński K.: Problemy analizy, badania oraz eksploatacji urządzeń rozdzielczych, Sympozjum Krajowe "Elektryczna Aparatura Rozdzielcza", EAR'2004, Poznań 2004, s. 9-18.
- Kulas S.: Tory prądowe i układy zestykowe, OWPW, Warszawa 2008.
- Kulas S., Zgliński K.: Badania sczepiania się zestyków wielkoprądowych, Konferencja Naukowa "Postępy w Elektrotechnice stosowanej" Kościelisko 2007, s. 77-79.
- Kulas S., Kolimas Ł.: Optimization of electric field in contacts on example of making switch, Proceedings of the 42th International Universities Power Engineering Conference, Brighton, 2007, s. 491-495
- Maksymiuk J., Nowicki J.: Aparaty elektryczne i rozdzielnice, OWPW, Warszawa 2014.
- 8. Markiewicz H.: Urządzenia elektroenergetyczne, WNT, Warszawa 2001.
- Shoffa V.N., Miedzinski B.: Sinchronnaja komutacja gerkonami elektriczeskich cepiej pieremiennovo toka, Proc. 3rd Int. Conf. on "REED Switches and Products" Ryazan, Russia, 2011, pp 48-60.
- Slade P.: *Electrical contacts*, Marcel Dekker Inc., New York 1999.
- Walczuk E.: Resistance and temperature variations of heavy current contacts in welding conditions, Proc. of the Tenth Int. Conf. on Electrical Contact Phenomena (ICECP'80), Budapeszt 1980, s. 367-375.

prof. dr hab. inż. STANISŁAW KULAS prof. dr hab. inż. HENRYK SUPRONOWICZ Instytut Systemów Elektronicznych, Wojskowa Akademia Techniczna ul. gen. Sylwestra Kaliskiego 2, 00-908 Warszawa {stanislaw.kulas, supronowicz}@wat.edu.pl

Zgrzewanie doczołowe iskrowe szyn o wysokiej wytrzymałości

W artykule opisano wyniki badań w zakresie spawania szyn o wysokiej wytrzymałości. Zakres tych badań obejmował nie tylko monitorowanie samego procesu, lecz także ocenę uzyskanych rezultatów. Wynikiem badań są także rekomendacje sposobu prowadzenia robót.

Słowa kluczowe: spawanie, szyny, analiza wytrzymałości, zgrzewanie doczołowe iskrowe.

1. WPROWADZENIE

Przez ostanie lata szyny typu R260 i R350HT o wysokiej wytrzymałości montowane były na torach kolejowych w Polsce. Zgodnie z umową pomiędzy kolejami polskimi, PJSC Zakładem Produkcji Elektrycznego Sprzętu Zgrzewającego Kachowka (PJSC KZESO) oraz Instytutem Zgrzewania Elektrycznego E.O. Paton (PWI), sprowadzono do Polski stacjonarne maszyny spawalnicze K1000 oraz kompleksy mobilne (na podwoziach pojazdów MAZ i Tatra lub na podwoziach kolejowych mobilnych maszyn do zgrzewania szyn) wyposażone w maszyny K922-1.

Instytut Zgrzewania Elektrycznego E.O. Paton współpracuje z PJSC KZESO od ponad 50-ciu lat. Maszyny do zgrzewania szyn, zaprojektowane przez Instytut, są produkowane przez PJSC KZESO od wielu lat. Oprócz tego opracowano technologię przemysłową zgrzewania szyn R260 i R350HT o wysokiej wytrzymałości za pomocą tych maszyn. Aby zrealizować te prace, serie wspomnianych wyżej szyn dostarczono do PWI i KZESO. Skład chemiczny stali szynowej i jej własności mechaniczne podano w tabeli 1. PWI współpracuje z Instytutem Technik Innowacyjnych EMAG od 2015 roku, a KZESO jest reprezentowane na polskim i europejskim rynku przez KZESO Machinery z siedzibą w Katowicach, w zakresie handlu i produkcji.

Zgrzewanie szyn przeprowadzono w fabryce, przy użyciu maszyny spawalniczej K922-1. Zgrzewaniu poddano dwie serie szyn R260 i R350HT. Wstępnie, przeprowadzono badanie zgrzewalności tych szyn oraz badania metalograficzne. Testy zgrzewanych szyn przeprowadzono w zgodzie z wymaganiami normy europejskiej [4]. Zespawane styki ze wszystkich serii były monitorowane za pomocą testów nieniszczących (metod ultradźwiękowych i kapilarnych). Przetestowano je również w zakresie statycznego zginania mechanicznego w zgodzie z wymaganiami tejże normy.

Tabela 1

	1 •	4 1.	•
Nkład	chemiczny	stali 9	szvnowei
Shina	chemiczny	Stern P	

Typ stali	Skład chemiczny, %								
	С	Mn	Si	V	Ti	Cr	Р	Al	S
R260	0,620,82	0,701,20	0,150,58	0,03	-	0,15	0,025	0,004	0,025
R350HT	0,720,82	0,701,20	0,150,58	0,03		0,15	0,020	0,004	0,025

Badania metalograficzne zgrzewanych styków, zgodnie z zamówieniem KZESO MACHINERY Ltd., przeprowadzono w Instytucie Zgrzewania Elektrycznego E.O. Paton na mikroskopie optycznym Neophot 32. Natomiast badania fraktograficzne i mikroanalizę widmową RTG pękniętej powierzchni zrealizowano za pomocą mikrosondy Auger JAMP 9500F autorstwa japońskiej firmy JEOL. Celem przeprowadzonych prac było opracowanie technologii przemysłowej do zgrzewania szyn R260 i R350HT o wysokiej wytrzymałości, tak aby odpowiadały one normie europejskiej oraz zapewnienie stabilnej jakości styków spawanych różnych typów stali bez konieczności zmian w trybie zgrzewania.

W Polsce technologie i sprzęt do zgrzewania szyn R260 niehartowanych cieplnie, opracowane przez PWI, stosowane są od wielu lat. W tym przypadku używa się technologii zgrzewania doczołowego iskrowego ciągłego. Ta technologia charakteryzuje się zmniejszonym poborem energii, zapewnia jednolite nagrzewanie szyn na całym przekroju poprzecznym oraz stałe powtarzanie ustalonych cyklów zgrzewania. Wiele lat stosowania tej technologii, w różnych warunkach, wykazało stałą i wysoką jakość styków spawanych na szynach niehartowanych cieplnie. Dlatego wstępne testy zgrzewania szyn R350HT przeprowadzono w trybach kanonicznych akceptowanych przy ciągłym zgrzewaniu doczołowym iskrowym.

Program zgrzewania ciągłego podano na rysunku 1, a pole temperatury w strefie wpływu ciepła odpowiadające temu trybowi pokazano na rysunku 2, krzywa 1. Wyniki testów zginania statycznego zawarto w tabeli 2.



Rys. 1. Programy do zmiany głównych parametrów U, I, Vf podczas zgrzewania szyn R65 z zastosowaniem zgrzewania ciągłego.

TT 7 •1 • 4		• •	• •	4 4
\mathbf{M}	ctow moch	onioznwoh	no zanoni	a ctatwazna
	SLUW INCUM	amuznyun	11a Aviitaitt	C SLALVULIC

Tabela 2

Numer trybu	Typ szyny	Obciążenie pęknięcia, kN	Odchylenie zginania, mm	Uwagi
Wymagania	Ukraina	160	≥30	TS U 24.1-40075815-002:2016
TS	Norma europejska	160	≥20	EN 14587-1:2007 E
1.	R350HT	<u>1800-2500</u> 2100	<u>14–30</u> 18	CF
2.	R350HT	<u>1700-2250</u> 1900	$\frac{12-22}{16}$	CF
5.	R350HT	<u>2770-3050</u> 3000	$\frac{58-66}{60}$	PF



Rys. 2. Rozkład temperatur w strefie wpływu ciepła przed zgrzewaniem oporowym podczas zgrzewania szyn R65 w różnych trybach: 1 zgrzewanie ciągłe w trybie kanonicznym; 2 zgrzewanie ciągłe przy niskim poziomie dostarczanego ciepła; 3 zgrzewanie pulsacyjne przy optymalnym poziomie dostarczanego ciepła

Wartości z testów styków spawanych na szynach R350HT, dotyczące obciążenia pęknięciem, są bliskie wartościom standardowym, podczas gdy wartości własności plastycznych są niestałe i przeważnie niższe niż wymagania specyfikacji technicznych. Rysunek 3 pokazuje mikrostrukturę styków (środek spawu). W środku spawu można zobaczyć gruboziarnistą (ziarno nr 2-3) perlitowo-sorbitolową strukturę z wytrąconym ferrytem wzdłuż granic ziaren austenitu.



Rys. 3. Mikrostruktura w centrum styku spawanego podczas zgrzewania ciągłego

Z doświadczeń zdobytych podczas zgrzewania doczołowego iskrowego stali szynowych [7] wynika, że obecność takiej struktury w spawach ma negatywny wpływ na wartości wielkości mechanicznych spawów, zwłaszcza na plastyczność. W pracach [6,7] pokazano, że redukcja pobranej energii w zgrzewaniu takich stali pozwala udoskonalić strukturę metalu wzdłuż linii spawu.

Serie próbek poddano zgrzewaniu ciągłemu, lecz przy niższym poborze energii z powodu redukcji czasu iskrzenia (Rys. 2, krzywa 2). Podczas testowania próbek tej serii na zginanie, uzyskane wartości odchylenia były niestabilne (tabela 2, tryb 2), co było spowodowane powstaniem błędów doczołowych w płaszczyźnie spawu, zdefiniowanych w zgrzewaniu doczołowym iskrowym, jako "matowe punkty" (Rys. 4).



Rys. 4. Matowe punkty na pękniętej powierzchni styku spawanego

Mają one formę cienkiego filmu tlenowego o grubości 10 µm. Ich skład zawiera w większości tlenki elementów mieszających się niemetalicznych składników zawartych w podstawowym metalu szyn. W większości standardów, takie miejsca o małych rozmiarach są akceptowane, jeżeli ich łączna powierzchnia pęknięcia nie przekracza 30 mm².

Uznaje się, że występowanie takich wad oznacza potrzebę modyfikacji technologii zgrzewania. Dlate-

go przeprowadzono dalsze eksperymenty ze zgrzewaniem szyn R260 i R350HT przy pomocy zgrzewania doczołowego iskrowego pulsacyjnego [8]. Podobnie jak przy zgrzewaniu ciągłym, wszystkie parametry zgrzewania pulsacyjnego zostały wcześniej ustalone przez programy zmiany napięcia, prądu i szybkości iskrzenia w funkcji czasu lub przesunięcia (Rys. 5).



Rys. 5. Program do zmiany głównych parametrów zgrzewania

Jednocześnie, poprzez kontrolę wartości natychmiastowych tych parametrów w procesie iskrzenia, można wstrzymać, w dużym stopniu, pęknięcie w formie eksplozji styku powstające między częściami stykowymi oraz przesunąć je do procesu topnienia.

W tym przypadku wydajność czynnika procesu iskrzenia znacznie się zwiększa, prąd iskrzenia jest 2-3 razy większy, a możliwości zróżnicowania dostaw energii podczas zgrzewania znacznie sie poszerzają.

W szczególności, zapewnia to elastyczność w nagrzewaniu warstw metalu w sąsiedztwie styków zgrzewanych części do poziomu temperatury wymaganego do uzyskania jakości zgrzewania na minimalnej szerokości strefy wpływu ciepła. Krzywe charakteryzujące rozkład temperatury na tym obszarze, podczas zgrzewania ciągłego i pulsacyjnego, przedstawiono na rys. 2.

W obu przypadkach sąsiadujące ze stykami warstwy są podgrzane do temperatury powyżej 1200°C, lecz gradient pola temperatury podczas zgrzewania pulsacyjnego jest znacznie wyższy i tym sposobem przyczynia się do utworzenia drobnoziarnistej struktury w środku spawu. Dodatkowo, zastosowanie zgrzewania pulsacyjnego daje nowe możliwości w zakresie zapobiegania wadom typu "matowe punkty" przy zgrzewaniu o obniżonym poborze energii.

W pracy [5] pokazano, że im wyższe jest prawdopodobieństwo powstania filmów tlenkowych typu "matowe punkty" w płaszczyźnie styku, tym mniejsza jest grubość stopienia na powierzchni poddanej iskrzeniu. Jak widać na porównaniu wykresów na rys. 6, stopienie przy zgrzewaniu pulsacyjnym ma stabilniejszą wartość niż przy zgrzewaniu ciągłym, jego wartości minimalne są 2-3 razy większe. Dlatego wydaje się być możliwym użycie ciągłego trybu zgrzewania charakteryzującego się minimalnym wkładem energii bez ryzyka pojawienia się wad typu "matowe punkty" na płaszczyźnie spawu.

Główne badania przeprowadzono na próbkach szyn R350HT o wysokiej wytrzymałości. Na tej podstawie określono optymalny tryb zgrzewania pulsacyjnego, ustalony wcześniej przez program (Rys. 5) oraz rozkład temperatury w strefie wpływu ciepła, krzywa 3 na rysunku 2. W takim trybie nagrzewania zgrzewanie trwa 70-80 sekund (Rys. 5). Oznacza to, że jest zredukowane trzy razy w porównaniu z trybem kanonicznym zastosowanym do szyn niehartowanych cieplnie (Rys. 1). Średnia energia topnienia wzrasta dwa razy, lecz maksymalne krótkotrwałe zużycie energii pozostaje na tym samym poziomie jak podczas zgrzewania nieciągłego, tak więc przy użyciu zgrzewania pulsacyjnego nie ma potrzeby stosowania źródeł energii z maszyn zgrzewających szyny.



Rys. 6. Rozkład topnienia na powierzchni przy zgrzewaniu pulsacyjnym (PF) i iskrowym ciągłym (CF)

Podczas badań wykazano, że uzyskanie wymaganych własności mechanicznych styków podczas zgrzewania szyn R260 możliwe jest przy tym samym wkładzie energii jak w szynach R350HT. Dlatego serie referencyjne szyn R260 i R350HT były zgrzewane w tym samym trybie. Każda seria składała się z 10 próbek o długości 1,22 m, ze stykiem w środku. Zgrzewane próbki, umieszczone na podstawach w odległościach 1 m, przetestowano w zakresie zginania statycznego, aplikując ciężar na środku spawu zgodnie ze standardem europejskim [4].

Po mechanicznej obróbce spawów wszystkie próbki przetestowano pod względem kapilarnym i ultradźwiękowym. Wyniki testów na zginanie zawarto w tabeli 3. Testowane próbki charakteryzują się dużą wytrzymałością i plastycznością. Serie szyn R260 nie pękły podczas testów, a obciążenia były na poziomie wartości podstawowych metalu. Dlatego wykonano nacięcie w środku spawu, a próbki zostały doprowadzone do pęknięcia w celu sprawdzenia defektów wzdłuż linii połączenia. W seriach próbek szyn R350, 100% próbek pękło na spawach, a obciążenia i odchylenie zginania znacznie przekroczyły ustalone wymagania. W pęknięciach próbek nie zauważono defektów. We wszystkich testowanych próbkach serii referencyjnych nie stwierdzono defektów po testach kapilarnych i ultradźwiękowych.

Tabela 3

Lp.	Oznaczenia zgrzewanych końcówek	Obciążenie, ĸN	Zginanie, mm	Wyniki testu
1.	260-к-2	2440	46	Brak pęknięcia
2.	260-к-4*	2430	47	Brak pęknięcia
3.	260-к-5*	2440	48	Brak pęknięcia
4.	260-к-6*	2445	49	Brak pęknięcia
5.	260-к-7*	2380	44	Brak pęknięcia
6.	260-к-16	2250	37	Brak pęknięcia
7.	260-к-17	2480	48	Brak pęknięcia
8.	260-к-18	2380	45	Brak pęknięcia
9.	260-к-20	2410	46	Brak pęknięcia
10.	260-к-21	2380	43	Brak pęknięcia
11.	350-к-11	2700	58	Pęknięcie
12.	350-к-12	3050	66	Pęknięcie
13.	350-к-13	3000	64	Pęknięcie
14.	350-к-14	3000	58	Pęknięcie
15.	350-к-15	3050	63	Pęknięcie

Wyniki testów mechanicznych na zginanie statyczne

Analiza mikrostruktury w środku spawu i w strefie wpływu ciepła (rys. 7) pokazuje, że rozmiar ziaren jest mniejszy 2-3 razy, a poziom ferrytu obniżył się znacznie w stosunku do danych z rys. 3 pokazanych dla zgrzewania ciągłego. Struktura w środku spawu i w sąsiednim obszarze strefy wpływu ciepła pozostaje sorbitolowo-perlitowa i sorbitolowa, nie ma żadnych niebezpiecznych twardniejących struktur.



Rys. 7. Mikrostruktura spawu w strefie wpływu ciepła

Rysunek 8 przedstawia wyniki pomiarów twardości na stykach serii referencyjnych. Pomiarów dokonano na głębokości 5 mm od powierzchni tocznej główki szyny. W szynach R350HT twardość zmniejsza się w określonych obszarach strefy na długości 1-2 mm, tam gdzie ogrzewanie osiągnęło poziom hartowania stali. W środku natomiast, z powodu zmniejszenia zawartości węgla w warstwach metalu sąsiadujących ze stykiem zgrzewanym, poddanym ogrzewaniu o wartościach temperatur bliskich topnieniu stali, struktura hartowanego sorbitolu o wysokich własnościach plastycznych została zaobserwowana na obszarach o zmniejszonej twardości.



Rys. 8. Wykres rozkładu twardości HV30 w stykach spawanych szyn: R 260 (z lewej), R 350HT (z prawej)

Długość tych obszarów nie przekracza 2 mm, tak więc nie może to mieć negatywnego wpływu na zużycie styków przy kontakcie między szyną a kołami pociągu.

Na stykach zgrzewanych szyn R260 zaobserwowano 23-procentowy wzrost twardości w strefie wpływu ciepła w porównaniu z metalem podstawowym. Struktura metalu w tym obszarze to sorbitol o ziarnach w rozmiarze 3-4 (rys. 7b) oraz sorbitol twardniejący. Taki wzrost jest dopuszczalny według wymagań z [9]. Wzrost został spowodowany szybkim wychładzaniem się strefy wpływu ciepła podczas zgrzewania w trybie sztywnym. Podczas badań określono również ograniczające dopuszczalne odchylenie od optymalnej wartości dostarczonej energii (zaznaczony obszar krzywej 3, rys. 2), przy którym można uzyskać wymagane wartości testów mechanicznych styków zgrzewanych. Należy zauważyć, że podane limity dostarczonej energii oparte są na wieloletnim doświadczeniu w zastosowaniu technologii zgrzewania pulsacyjnego podczas zgrzewania szyn o wysokiej wytrzymałości na liniach kolejowych Ukrainy, Rosji i innych państw. Dalsze doświadczenia zdobyte podczas stosowania tej technologii do zgrzewania szyn R260 i R350HT o wysokiej wytrzymałości pozwalają określić warunki brzegowe. W procesie zgrzewania testowanych próbek przy poborze energii mniejszym niż określone limity, wzrost twardości zgrzewanych styków szyn R260 i R350HT zaobserwowano wraz ze wzrostem wytrzymałości i plastyczności. Przy wzroście dostarczonej energii, zmniejszenie twardości w strefie wpływu ciepła oraz w wytrzymałości i plastyczności styków przejawiało się w większym stopniu.

Przeprowadzone badania pokazują, że podczas zgrzewania szyn R260 i R350HT o wysokiej wytrzymałości można uzyskać wysokie wartości własności mechanicznych zgrzewanych styków poprzez zachowanie podstawowych warunków, tzn. znaczne zmniejszenie pobieranej energii w porównaniu do technologii akceptowalnych przy zgrzewaniu szyn nieutwardzonych. Jednocześnie, zakres akceptowalnych odchyleń w zakresie poboru energii został zawężony w stosunku do wartości wcześniej ustawionej. Określa to liczbę zwiększonych wymagań wobec systemów automatycznej kontroli procesów zgrzewania, zapewniając dokładność odtworzenia wcześniej ustawionych programów zgrzewania, jak też dokładność przygotowania końcówek szyn przed zgrzewaniem, które polega na oczyszczeniu powierzchni styku z dostarczającym prąd elektrodami.

W Instytucie Zgrzewania Elektrycznego E.O. Paton (PWI) zdobyto wiele doświadczeń związanych z zastosowaniem technologii zgrzewania pulsacyjnego szyn o wysokiej wytrzymałości od różnych producentów, na liniach kolejowych Ukrainy, Rosji, Wspólnoty Niepodległych Państw, Chin i Stanów Zjednoczonych, gdzie używane są maszyny zgrzewające zaprojektowane przez PWI. Maszyny te stosują systemy do wewnątrzprocesowego monitorowania parametrów ustawionych wcześniej przez programy sterowania procesem. Po zakończeniu zgrzewania każdego czoła, komputerowy system sterowania rejestruje wszystkie dane o zmianach parametrów, porównuje je z wcześniej ustawionymi wartościami i dostarcza informacji o istniejących odchyleniach w czasie rzeczywistym (rys. 9). Informacje te są przekazywano do panelu operatorskiego oraz do centrum diagnostycznego, gdzie ocenia sie jakość zgrzewanych styków w odniesieniu do wyników testów nieniszczących i niszczących. Instytut EMAG posiada wieloletnie doświadczenie w zakresie maszyn i urządzeń monitorujących, natomiast KZESO MACHINERY zajmuje się produkcją i wdrażaniem kompleksowych rozwiązań.

Monitorowanie wewnątrzprocesowe pozwala na bardzo dokładne określenie możliwych naruszeń wcześniej ustawionych trybów dostarczania energii i ocenia poziom ich wpływu na jakość zgrzewanych styków. Dodatkowo system monitorowania wewnątrzprocesowego wykrywa odchylenia parametrów iskrowych, które mają wpływ na tworzenie styków w końcowej fazie zgrzewania iskrowego i oporowego.

W rzeczywistych warunkach obsługi sprzętu do zgrzewania szyn, zwłaszcza w warunkach polowych, możliwe są odchylenia od wcześniej ustawionych parametrów. Aby zminimalizować ich negatywny wpływ na jakość spawów, opracowano adaptacyjny system automatycznego sterowania wcześniej ustawionymi parametrami zgrzewania. Na podstawie danych zgromadzonych podczas wewnątrzprocesowego monitorowania, określono algorytmy informacji zwrotnych w systemach sterowania głównymi parametrami procesu iskrzenia, które zapewniają stabilne odtworzenie wcześniej ustalonych programów zgrzewania poprzez ich skorygowanie. Przykładowo, podczas nieprzewidzianej zmiany w napięciu sieci i przy wzroście oporu obwodu zgrzewającego maszyny na skutek przegrzania, proces iskrzenia może zostać zatrzymany, jeżeli program zmian napięcia jest bardzo ściśle określony. W takim przypadku system sterowania adaptacyjnego skoryguje program, przy którym kontynuowane jest iskrzenie, a zużycie energii zostanie na wcześniej ustalonym poziomie.



Rys. 9. Raport na temat styków spawanych z parametrami zgrzewania

2. ZGRZEWANIE SZYN NA TORACH Z NAPRĘŻENIEM

W konstruowaniu i naprawie torów zgrzewanych w sposób ciągły konieczne jest ustabilizowanie stanów naprężenia poszczególnych odcinków szyn. W zgrzewanych w ten sposób szynach, umocowanych sztywno na podkładach, dochodzi do naprężeń spowodowanych zmianami w temperaturze otoczenia. Na obszarach położonych w środkowych szerokościach geograficznych rozrzut temperatur wynosi 90°C (-45 + 50°C). Aby zmniejszyć naprężenia, należy okresowo zmniejszać napięcie poprzez wymianę wkładów szynowych o odpowiednich długościach dwa razy w roku (wiosną i jesienią) [3]. Podobny problem występuje podczas zmniejszania naprężeń, kiedy konieczna jest naprawa toru. Wtedy zamiast wycinania wadliwej części, wkłada się nową szynę, która jest zgrzewana na odpowiednią sekcję w dwóch miejscach (rys. 10). W zgrzewaniu doczołowym iskrowym szyny są skracane, tak aby uzyskać odpowiednią przestrzeń na przyspawanie czoła zamykającego: szyna jest zginana, aby powstała ta przestrzeń. Jednocześnie napęd maszyny zgrzewającej powinien zapewnić wysoką dokładność przy skracaniu szyny w końcowej fazie zgrzewania. Taka technologia naprawy torów zgrzewanych w sposób ciągły, za pomoca zgrzewania doczołowego iskrowego, używana jest na liniach kolejowych Ukrainy i innych krajów, zgodnie z normami [2].

W procesie realizacji takich prac zaproponowano przeprowadzenie tej operacji bez zginania wstawionego odcinka szyny oraz uzyskanie odpowiedniej przestrzeni do zgrzewania z powodu naprężeń zgrzewanych sekcji szyny. Zastosowanie zgrzewania iskrowego pulsacyjnego pozwala zachować 2 razy większą przestrzeń dla iskrzenia niż w przypadku zgrzewania iskrowego ciągłego. Ułatwia to znacznie rozwiązanie problemu.

Na bazie zgrzewania pulsacyjnego iskrowego, w Instytucie Zgrzewania Elektrycznego E.O. Paton opracowano kompleksowy system do automatycznej wieloczynnikowej kontroli parametrów zgrzewania, połączony z programem, ustawiający wcześniej siłę naprężenia sekcji szyny. System ten zapewnia stałe działanie wcześniej ustawionych trybów zgrzewania bez względu na siłę naprężenia sekcji szyn. Operator wprowadza tylko do komputera dane na temat temperatury, w której odbywa się zgrzewanie.

Udane zastosowanie technologii zgrzewania szyn z naprężeniem podczas naprawy torów zgrzewanych w sposób ciągły umożliwiło zaoferowanie bardziej radykalnego rozwiązania w celu stabilizacji stanu naprężenia torów. Rozwiązanie to oparte jest na stworzenia stałej wytrzymałości na rozciąganie w zgrzewanych sekcjach szyn o takiej wartości, aby nie występowały w nich naprężenia ściskające podczas zmian temperatur w zakresie 90°C. Obliczenia pokazują, że wytrzymałość na rozciąganie została zachowana a jej maksymalna wartość przekroczyła 14 kg/mm² i taki poziom naprężeń jest akceptowalny dla szyn o wysokiej wytrzymałości. Technologia zgrzewania napięciowego została zastosowana przez firmę amerykańską Norfolk, która używa sprzętu zaprojektowanego przez PWI. W ten sposób dokonano zgrzewania sposobem ciągłym setek kilometrów szyn.



Rys. 10. Schemat zgrzewania szyn na torze:

a – mobilna maszyna do zgrzewania szyn K922-1; b – maszyna do zgrzewania szyn K920; c – maszyna do zgrzewania szyn K922-1; d – schemat zaginania sekcji szyny przed zgrzewaniem z odtworzeniem za pomocą metody częściowego demontażu; e – schemat demontażu sekcji szyny przed zgrzewaniem z odtworzeniem za pomocą metody naprężeniowej

Tabela 4

Dourse dans anno 1	Rodzaje maszyn							
Parametry zgrzewania	К355А-1	K900A-1	K920-1	K921	K922-1	К922-2	К930	К950
Prąd znamionowy pierwotny (cykl pracy=50%), A	395	395	540	540	540	540	540	540
Moc znamionowa (cykl pracy=50%), kVA	150	170	210	210	210	210	210	210
Współczynnik transformacji	60	60	54	54	54	54	54	54
Znamionowa siła oporowa, kN (kgf)	450 (45000)	500 (50000)	1000 (100000)	1500 (150000)	1200 (120000)	1200 (120000)	1200 (120000)	1200 (120000)
Znamionowa siła zacisku, kN (kgf)	1250 (125000)	1200 (120000)	2500 (250000)	3750 (375000)	2900 (290000)	2900 (290000)	2900 (290000)	2900 (290000)
Prędkość oporowa w trybie jałowym, mm/s, nie mniej niż	20	25	35	35	40	50	50	50
Przesuw maszyny, mm	70	70	90	150	100	150	200	250
Masa głowicy zgrzewającej, kg, nie więcej niż	2375	2500	2900	4200	3450	3500	3500	3500
Masa of zestawu do dostawy, kg, nie więcej niż	4000	4100	4500	6000	5100	5150	5200	5250
Wymiary $(B \times H \times L)$, mm	$\begin{array}{c} 810 \times 1059 \\ \times 1140 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1030 \times 1140 \\ \times 1550 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1060 \times 1195 \\ \times 1600 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1190 \times 1400 \\ \times 2430 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1060 \times 1300 \\ \times 1895 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1060 \times 1300 \\ \times 2050 \end{array}$	$\begin{array}{c} 1060 \times 1300 \\ \times 2095 \end{array}$	1060 × 1300 × 2145

Charakterystyka maszyn zgrzewających

3. SPRZĘT DO ZGRZEWANIA SZYN O WYSOKIEJ WYTRZYMAŁOŚCI

W ostatnich kilku dekadach opracowano w PWI nową generację mobilnych maszyn do zgrzewania szyn. Maszyny zostały wyprodukowane przez Zakład Produkcji Elektrycznego Sprzętu Zgrzewającego Kachowka według dokumentacji PWI. Końcowy montaż, implementacja oraz usługi gwarancyjne i pogwarancyjne tych maszyn są w Polsce zapewnianie przez KZESO MACHINERY Ltd. W tabeli 4 zawarto ich charakterystykę techniczną. Wszystkie maszyny wyposażone są w nowoczesne systemy komputerowe do wieloczynnikowej kontroli głównych parametrów oraz napędy hydrauliczne o szybkim działaniu, które pozwalaja na użycie tych maszyn do zgrzewania szyn o wysokiej wytrzymałości przy różnych poziomach poboru energii i z naprężeniem. Maszyny posiadają również wbudowane urządzenia do usuwania iskrzenia w stanach gorących bez potrzeby rozpinania sekcji szyny. Jest to konieczne przy zgrzewaniu z naprężeniem. Masę maszyny zwiększono o 10-20% w stosunku do maszyn poprzedniej generacji używanych do zgrzewania. Dlatego mogą one być zastosowane na dostępnych przenośnych kompleksach do zgrzewania szyn.

4. PODSUMOWANIE

Technologia zgrzewania doczołowego iskrowego szyn o wysokiej wytrzymałości R260 i R350HT została opracowana w celu zapewnienia własności styków spawanych zgodnie ze standardami Unii Europejskiej i kolei w Polsce. Technologia ta jest oparta na metodzie zgrzewania iskrowego pulsacyjnego, opracowanej przez Instytut Zgrzewania Elektrycznego E.O. Paton.

Wykazano, że podczas zgrzewania szyn o wysokiej wytrzymałości, aby uzyskać wymagane własności mechaniczne styków spawanych, konieczne jest zmniejszenie dostarczanej energii w porównaniu z istniejącymi technologiami dla styków szyn niepoddanych ogrzewaniu.

W zgrzewaniu o zmniejszonej dostarczanej energii wymagania co do dopuszczalnych odchyleń od wcześniej ustawionych optymalnych warunków zgrzewania są bardziej rygorystyczne.

W maszynach K922 nowej generacji do zgrzewania szyn zainstalowane są systemy automatycznej wieloczynnikowej kontroli iskrzenia, które zapewniają dokładne odtworzenie wcześniej ustawionych technologii zgrzewania szyn o wysokiej wytrzymałości podczas naprawy i konstruowania torów kolejowych.

Zastosowanie maszyny K922 pozwala na użycie nowej technologii do stabilizacji stanów naprężenia temperaturowego na torach zgrzewanych w sposób ciągły, przy pomocy zgrzewania z naprężeniem.

Współpraca między instytutami PWI i EMAG pozwala na opracowanie nowych rozwiązań w zakresie automatyzacji, sterowania i wizualizacji działań i procesów maszyn. Rozwiązania te będą wdrażane w Polsce przez KZESO MACHINERY Ltd.

Literatura

- Czyczuła W.: Stan nauki w dziedzinie dróg kolejowych diagnoza i rozwój. W: Materiały XII Konferencji Naukowej Drogi Kolejowe 2003. Gdańsk-Sobieszewo, s. 95-100, 2003
- Czyczuła W.: Tory kolejowe modele matematyczne. Koleje rozjazdy – modele matematyczne. Szyny bezstykowe spawane. Politechnika Poznańska
- 3. Danilenko E.I.: Technical recommendations on organizing, laying out, repair and maintenance of continuous welded track at the railroads of Ukraine. Ukrainian Transport, 2002
- 4. European standard EN 14587-1-2007 EN 14587-1-2007 CEN European Committee on Standardization.
- Kuchuk-Yatsenko S.I.: Defects of joints of high-strength rails produced using flash-butt welding. Avtomaticheskaya Svarka, 9, pp. 3-9, 2013
- Kuchuk-Yatsenko S.I.: Technology and equipment for flash-butt welding of high-strength rails, Avtomaticheskaya Svarka, 11, pp. 129-138, 2008.
- Kuchuk-Yatsenko S.I.: Technology and new generation of equipment for flash-butt welding of high-strength rails of modern production in the construction and reconstruction of high-speed railway lines. Avtomaticheskaya Svarka, 6, pp. 32-38, 201.
- Patent UA 46820, 6 V 23K 11/04, S2 Ukraine. Method of flashbutt welding, Published 17.06.2002.
- 9. Tokareva A.E.: *Restoration of defective rail sections*, Put' and Putevoye khozyajstvo, 4, 2002.
- Wojtas P., Kozłowski A.: *Innowacyjne rozwiązania CNP EMAG*. Sympozjum SEMAG: Elektroenergetyka i automatyka w przemyśle wydobywczym, Szklarska Poręba, 2013.

S.I. KUCHUK-YATSENKO, A.V. DIDKOVSKY, V.I. SHVETS, E.V. ANTIPIN The E.O.Paton Electric Welding Institute of the NAS of Ukraine,

11, Kazimir Malevich St, Kiev, 03680, Ukraine e-mail: office@paton.kiev.ua

PIOTR WOJTAS

KZESO MACHINERY Ltd. of Poland, ul. Karoliny 4, 40-186 Katowice e-mail: piotr.wojtas@kzeso.pl

ARTUR KOZŁOWSKI

Instytut Technik Innowacyjnych EMAG ul. Leopolda 31, 40-189 Katowice e-mail: artur.kozlowski@ibemag.pl







