

**MECHANIKA**

W Y D A W N I C T W O



**CZASOPISMO  
TECHNICZNE**

**TECHNICAL  
TRANSACTIONS**

8-M/2012

ZESZYT 22  
ROK 109

ISSUE 22  
YEAR 109

P O L I T E C H N I K I K R A K O W S K I E J

**MECHANICS**

Przewodniczący Kolegium Redakcyjnego  
Wydawnictwa Politechniki Krakowskiej

Jan Kazior

Chairman of the Cracow University of Technology  
Press Editorial Board

Przewodniczący Kolegium Redakcyjnego  
Wydawnictw Naukowych

Józef Nizioł

Chairman of the Editorial Board

Architektura  
Automatyka  
Budownictwo  
Chemia  
Elektrotechnika  
Informatyka

Dariusz Kozłowski  
Piotr Kulczycki  
Marek Piekarczyk  
Krzysztof Pielichowski  
Piotr Drozdowski  
Stanisław Deniziak

Architecture  
Automatic Control  
Civil Engineering  
Chemistry  
Electrical Engineering  
Computer Science and  
Information Systems

Mechanika  
Nauki Podstawowe  
Środowisko

Józef Gawlik  
Włodzimierz Wójcik  
Stanisław Kandefer

Mechanics  
Fundamental Sciences  
Environmental Engineering

Sekretarz Sekcji Dorota Sapek Section Editor

©Copyright by Politechnika Krakowska

# CZASOPISMO TECHNICAL TECHNICZNE TRANSACTIONS

Wersją pierwotną Czasopisma Technicznego jest wersja on-line

ISSN 0011-4561

ISSN 1897-6328

Wydawnictwo jest rejestrowane w bazie danych

BazTech <http://baztech.icm.edu.pl>

The CUT Press is registered in the database

BazTech <http://baztech.icm.edu.pl>

Wydawnictwo PK, ul. Skarżyńskiego 1, 31-866 Kraków

tel.: 12 628 37 25; fax: 12 628 37 60

e-mail: [wydawnictwo@pk.edu.pl](mailto:wydawnictwo@pk.edu.pl)

Adres do korespondencji: ul. Warszawska 24  
31-155 Kraków

Projekt okładki: Jerzy Stefan

Druk i oprawę wykonano

w Dziale Poligrafii Politechniki Krakowskiej

Ark. wyd. 7,5. Ark. druk. 9,5

Nakład 120 egz.

8-M/2012

ZESZYT 22

ROK 109

ISSUE 22

YEAR 109

ARTUR BOROWIEC, LEONARD ZIEMIAŃSKI\*

## ZASTOSOWANIE SZTUCZNYCH SIECI NEURONOWYCH DO IDENTYFIKACJI USZKODZENIA W BELKACH – BADANIA NUMERYCZNE I DOŚWIADCZALNE

---

## THE APPLICATION OF ARTIFICIAL NEURAL NETWORKS IN THE IDENTIFICATION OF DAMAGE IN BEAMS – NUMERICAL AND EXPERIMENTAL STUDIES

### Streszczenie

W pracy przedstawiono zastosowanie sztucznych sieci neuronowych (SSN) do identyfikacji uszkodzenia (położenie, wielkość) w belkach laboratoryjnych. Ocena uszkodzenia belek polega na analizie zmian częstotliwości rezonansowych wywołanych dodatkową zmieniającą położenie masą. Metoda nie wymaga znajomości parametrów modalnych belki nieuszkodzonej.

*Słowa kluczowe: sztuczne sieci neuronowe, identyfikacja uszkodzenia, analiza modalna*

### Abstract

This paper presents the application of Artificial Neural Networks (ANN) in the identification of damage (location, extent) in simple laboratory beam structure. The assessment of the state of a beams relies on the comparison of the structure eigenfrequencies obtained from the systems with additional masses placed in different nodes without knowledge of the natural frequencies of undamaged structures.

*Keywords: artificial neural networks, damage identification, modal analysis*

---

\* Dr inż. Artur Borowiec, prof. dr hab. inż. Leonard Ziemiański, Katedra Mechaniki Konstrukcji, Wydział Budownictwa i Inżynierii Środowiska, Politechnika Rzeszowska.

## Oznaczenia

- $l_c$  – położenie uszkodzenia, mm  
 $h_c$  – wielkość uszkodzenia (głębokość), mm  
 $M$  – dodatkowa masa, g  
 $l_m$  – położenie dodatkowej masy, mm  
 ${}^m f_n$  –  $n$ -ta obliczona częstotliwość rezonansowa modelu z masą w punkcie  $m$ , Hz  
 ${}^m \hat{f}_n$  –  $n$ -ta pomierzona częstotliwość rezonansowa modelu z masą w punkcie  $m$ , Hz

## 1. Wstęp

Tworzenie i wdrażanie metod oceny aktualnego stanu budowli jest przedmiotem badań prowadzonych w wielu ośrodkach naukowych. Obecnie już na etapie projektowania odpowiedzialnych obiektów uwzględnia się sposób ich monitorowania. Kontrola takich obiektów odbywa się w sposób ciągły lub okresowy. Monitorowanie konstrukcji wykonuje się dla całości konstrukcji (metody globalne) lub tylko dla jej elementów (metody lokalne). Ocena stanu konstrukcji może odbywać się etapowo. Do wskazania obszarów uszkodzeń można zastosować metody oceny globalnej, po czym szczegółowo ocenić ją we wskazanym obszarze metodami lokalnymi. Niektóre procedury identyfikacji uszkodzeń wymagają ingerencji w strukturę elementów w celu oceny ich kondycji. W procesie diagnozowania i prognozowania stanu konstrukcji, czyli zdolności funkcjonowania i zachowania integralności konstrukcji przez cały okres jej użytkowania, znaczące miejsce zajmują badania nieniszczące, a wśród nich analiza modalna. Analiza modalna, rozwijana w ostatnich 30 latach, stanowi alternatywę dla kosztownych badań wizualnej inspekcji. Większość prowadzonych prac koncentruje się na rozwoju tradycyjnej metody identyfikacji modalnej i dostrajaniu modeli numerycznych z wykorzystaniem urządzeń stosowanych od lat 80. (akcelerometry mocowane do konstrukcji). W tym samym czasie olbrzymi postęp w wielu obszarach inżynierii otwiera nieznaną dotychczas możliwość dla analizy modalnej. Nowe rodzaje bezprzewodowych czujników wbudowywanych w monitorowany obiekt oraz pomiary bezkontaktowe pozwalają poprawić jakość pomiarów. Wzrost mocy obliczeniowej komputerów, szybkości transferu danych oraz możliwości ich przechowywania umożliwiają obecnie zastosowanie bardzo rozległej sieci czujników na monitorowanym obiekcie. Dodatkowo rozwój nowych algorytmów w obszarach przetwarzania i interpretowania danych wraz z technikami sztucznych inteligencji pozwalają na zastosowanie procedur monitorowania konstrukcji w czasie rzeczywistym. Niestety, w praktyce inżynierom brakuje skutecznych narzędzi do przetworzenia tak dużych ilości informacji. Ponadto większość monitorowanych konstrukcji podlega wpływom oddziaływań otoczenia, co może być błędnie interpretowane przez system diagnostyczny. Celowe okazuje się zatem poszukiwanie tanich metod globalnej oceny konstrukcji, a zarazem łatwych do powszechnego zastosowania w diagnostyce.

Aktywny monitoring części lub całości konstrukcji inżynierskich jest jednym z wymogów nowoczesnych rozwiązań technicznych. Wyznaczenie wartości parametrów modalnych budowli oraz ich zmian jest jedną z podstawowych metod diagnostycznych. Rozwój metod bazujących na analizie modalnej jest widoczny w licznych publikacjach związanych z prowadzeniem pomiarów dynamicznych na obiektach budowlanych. Zestawienie i porównanie metod identyfikacji uszkodzeń można znaleźć w przeglądowych pracach [3, 5]. Znajomość



parametrów dynamicznych jest istotna w kontekście wpływów sejsmicznych i parasejsmicznych na konstrukcje. Analiza tych oddziaływań na obiekty budowlane jest prowadzona także z zastosowaniem sztucznych sieci neuronowych [6]. Udoskonalanie metod diagnostycznych odbywa się z udziałem polskich naukowców. W pracy [4] do lokalizacji uszkodzenia metodą analizy modalnej wprowadzono dodatkowy parametr (masa, podpora) sterujący, zmieniający położenie na długości elementu. Większość metod lokalizacji uszkodzeń bazuje na parametrach modelu bez uszkodzeń jako stanu odniesienia. Natomiast analiza zmian częstości drgań własnych oraz ich pochodnych wyższych stopni [8] względem położenia masy umożliwia lokalizację uszkodzenia bez znajomości parametrów stanu wyjściowego.

Przedstawiona w niniejszej pracy metoda identyfikacji uszkodzeń wykorzystuje SSN do oceny tych zmian, co pozwala dodatkowo rozróżnić wielkość zlokalizowanych uszkodzeń. W pracy poszukiwano koniecznej, minimalnej liczby położenia jednej dodatkowej masy, potrzebnej do skutecznej identyfikacji uszkodzenia. Przedstawiono wyniki badań przeprowadzonych dla dwóch schematów statycznych belek: wspornikowej i swobodnie podpartej z przewieszeniem. Modele laboratoryjne belek wykonano z płaskownika stalowego, a jego uszkodzenia zrealizowano przez nacięcie prostopadle do osi belki.

## 2. Metodyka i przedmiot badań

Wprowadzenie do powszechnego stosowania nowych metod badania elementów konstrukcji wymaga przeprowadzenia weryfikacji analitycznych, numerycznych i doświadczalnych (laboratoryjnych). Ich efektem jest opracowanie procedury praktycznego zastosowania metody z uwzględnieniem jej przeznaczenia, zakresu i kosztu. Celem prowadzonych badań było opracowanie takiej właśnie procedury dla metody identyfikacji uszkodzeń w elementach konstrukcji, bazującej na zmianach parametrów modalnych wywołanych masą zmieniającą położenie. Podstawową zaletą prezentowanego podejścia jest ocena stanu elementów konstrukcji bez znajomości ich stanu początkowego. Dotychczas metodę testowano na modelach numerycznych, a weryfikacje przeprowadzono na modelach laboratoryjnych. Bazując na modelach dyskretnych, przeprowadzono ocenę zmian parametrów modalnych związanych z uszkodzeniem oraz dodatkową masą [2]. Efektem tych doświadczeń było częściowe określenie dokładności i efektywności wspomnianej metody, umożliwiającej lokalizację uszkodzenia w modelu numerycznym i laboratoryjnym. Kontynuacją tych weryfikacji jest niniejszy artykuł. W pracy zastosowano SSN jako narzędzie do rozróżniania (klasyfikacji) uszkodzeń w przykładach, w których określano jednocześnie ich położenie oraz wielkość (głębokość). Użyte modele laboratoryjne analizowane były pod kątem dynamicznego zachowania elementów belkowych. Badaniom poddano elementy stalowe o liniowej charakterystyce odpowiedzi, bez sprzężeń, dla których można zastosować liniową (klasyczną) analizę modalną. Niski współczynnik tłumienia dla stali pozwolił wykorzystać model o słabym tłumieniu. W trakcie analizy uwzględniano tylko jedno uszkodzenie na długości elementu. W symulacjach numerycznych prowadzonych przez autora [1] poddano ocenie wpływ wielkości masy w stosunku do masy modelu oraz rozdzielczości pomiarowej na dokładność identyfikacji uszkodzeń.

## 2.1. Analiza dynamiczna

Weryfikacja metody na modelu laboratoryjnym wymaga wyznaczenia doświadczalnie parametrów modelu modalnego. W tym celu zastosowano eksperymentalną analizę modalną, przeprowadzając pomiar dynamicznej odpowiedzi belek laboratoryjnych na wymuszenia impulsowe. W badaniach skoncentrowano się na identyfikacji częstotliwości rezonansowych dla badanych belek. Wyznaczono je dla różnych położeń i wielkości uszkodzenia, przy zmieniającej położenie dodatkowej masie. Do pomiaru odpowiedzi wykorzystano aparaturę Katedry Mechaniki Konstrukcji Politechniki Rzeszowskiej. W skład zestawu wchodziło:

- 8 czujników przyspieszeń PCB,
- wzбудnik elektrokinematyczny,
- wielokanałowy analizator sygnału Scadas III,
- komputer PC z oprogramowaniem LMS CADA-X do akwizycji i przetwarzania danych pomiarowych.

Pomierzone przebiegi przyspieszeń z punktów pomiarowych w dziedzinie czasu przetwarzano na widma drgań w dziedzinie częstotliwości z wykorzystaniem szybkiej transformacji Fouriera. Otrzymane charakterystyki amplitudowo-częstotliwościowe zapisywano do dalszej analizy. Przetwarzanie danych pomiarowych wykonywano w programie Matlab, gdzie identyfikowano parametry modalne belek.

## 2.2. Sztuczne sieci neuronowe

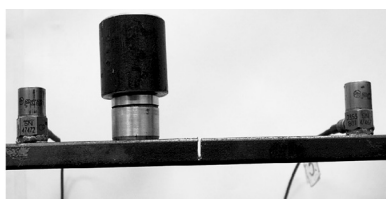
Sztuczne sieci neuronowe są jedną z metod heurystycznych, zwanych też „miękkimi” metodami obliczeniowymi. Aktualnie SSN znajdują coraz szersze zastosowanie w wielu gałęziach nauki i techniki. Zainteresowanie nimi wynika przede wszystkim z ich praktycznych właściwości, dzięki którym możliwe stało się rozwiązywanie problemów trudnych do wyznaczenia metodami standardowymi [7]. Analizowany problem identyfikacji uszkodzeń, w proponowanym podejściu, mieści się w klasie zagadnień odwrotnych. Klasycznym, najczęściej stosowanym przykładem sieci jest jednokierunkowa sieć wielowarstwowa, zbudowana z neuronów ułożonych w warstwach. Każda sieć musi być poddana procesowi uczenia na wzorcach, tj. na zestawach przyporządkowanych sobie wzajemnie danych wejściowych i wyjściowych. Celem iteracyjnego procesu uczenia sieci jest adaptacyjny dobór wag synaptycznych i biasów, tak aby sieć zrealizowała odwzorowanie danych wejściowych  $\mathbf{X} = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}$  w dane wyjściowe  $\mathbf{Y} = \{y_1, y_2, \dots, y_m\}$ . Zastosowanie ciągłych funkcji aktywacji umożliwia minimalizację funkcji celu metodami gradientowymi. W badaniach do identyfikacji uszkodzeń zastosowano dwuwarstwowe, jednokierunkowe sieci neuronowe ze wsteczną propagacją błędów. Zastosowano bardzo efektywny algorytm uczenia Levenberga–Marquardta. Część wzorców, nieużytych w procesie uczenia, wykorzystuje się w procesie testowania w celu oceny stopnia generalizacji sieci. Odpowiedź (wyjście) sieci jest zawsze obciążona pewnym błędem oszacowania (predykcji). Proces uczenia sieci oceniano za pomocą średniego błędów kwadratowego (MSE, ang. *Mean Squared Error*):

$$MSE = \frac{1}{P} \sum_{p=1}^P \sum_{i=1}^O \left( y_{ip} - \hat{y}_{ip} \right)^2 \quad (1)$$

gdzie  $P$  to liczba wzorców,  $O$  liczba wyjść sieci,  $\mathbf{Y}_p$  wektor odpowiedzi sieci, a  $\hat{\mathbf{Y}}_p$  to wektor wartości oczekiwanych. Inną miarą jakości nauczania sieci odwzorowywania wektorów wejściowych w wyjściowe, stosowaną w prowadzonych badaniach, był współczynnik determinacji, czyli kwadrat współczynnika korelacji liniowej  $r^2$ . Obliczenia z zastosowaniem SSN wykonywano w programie Matlab.

### 2.3. Belka wspornikowa

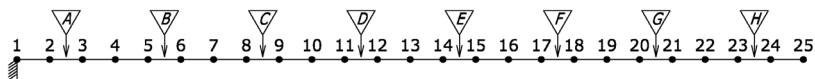
Badania dynamiczne zrealizowano dla belki wspornikowej wykonanej z płaskownika ze stali gat. S235JRG2 o wymiarach przekroju: wysokość  $H = 10$  mm, szerokość  $B = 40$  mm. Długość modelu laboratoryjnego wynosiła 1500 mm, przy czym 300 mm wykorzystano na zamocowanie modelu, a sam wspornik miał długość  $L = 1200$  mm. Uszkodzenie wykonano, nacinając belkę na całej szerokości prostopadle do osi wspornika. Stała długość nacięć wynosiła 1,2 mm. Głębokość  $h_c$  wykonywano skokowo co 1,0 mm w zakresie od 1,0 mm do 8,0 mm. Fragment modelu laboratoryjnego belki wspornikowej z zamontowanymi czujnikami i dołączanymi masami wraz z nacięciem przedstawiono na zdjęciu (rys. 1). Po serii pomiarów dla wszystkich głębokości i dla jednego z położen uszkodzenia (nacięcia) ubytek wypełniano spoiną i szlifowano.



Rys. 1. Fragment belki laboratoryjnej

Fig. 1. Part of laboratory beam

Belkę wspornikową podzielono umownie na 24 równe fragmenty o długości 50 mm. Pomiar realizowano dla ośmiu różnych położen nacięcia, które na rys. 2 oznaczono trójkątami z literami od A do H. Dodatkową, dołączoną za pomocą magnesu, masę przemieszczano po punktach oznaczonych na rys. 2 kropkami. Masę umieszczano w osi belki na górnej powierzchni w 23 punktach od 2 do 24.



Rys. 2. Schemat wykonywanych nacięć (trójkąty A–H) na belce

Fig. 2. Scheme of notch (triangles A–H) on laboratory beam

Nacięcia wykonywano w środku każdego z oznaczonych fragmentów belki wspornikowej. Dodatkowa, zmieniająca położenie, masa  $M$  (193 g) stanowiła 5,32% masy badanego elementu (3626 g). Wymuszenie impulsowe realizowano w osi belki w punkcie 24. W trakcie badań dla każdej wielkości uszkodzenia wykonano serie 24 pomiarów odpowiedzi konstruk-

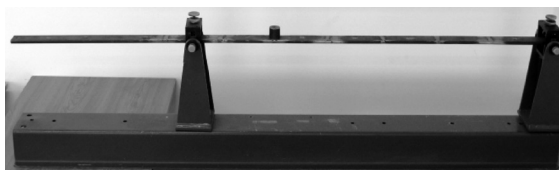
cji: jeden pomiar dla układu bez masy oraz 23 pomiary dla układu z dodatkową masą. Oprócz tego dla wszystkich planowanych położenia uszkodzenia zrealizowano dodatkowo jedną serię pomiarów przed wykonaniem nacięcia ( $h_c = 0$ ). Łącznie zaplanowano przeprowadzenie 1728 pomiarów na modelu: 9 serii po 24 pomiary dla ośmiu położenia nacięcia (A–H). Ostatecznie zrealizowano 1680 pomiarów, gdyż dla dwóch najbliższych utwierdzeniu położenia nacięcia (A, B), po nacięciu do 8 mm, belka uległa złamaniu pod ciężarem własnym. Wykonano 62 ( $6 \times 8 + 2 \times 7$ ) serie pomiarowe dla różnych nacięć belki wspornikowej oraz 8 serii dla belki bez nacięcia. Pomiar wykonywany był z synchronizacją fazy wszystkich punktów pomiarowych względem jednego, referencyjnego. Rejestrowane przebiegi czasowe zmian przyspieszeń punktów pomiarowych transformowano do dziedziny częstotliwości. Serie pomiarowe rejestrowano jako spektrum odpowiedzi w dziedzinie częstotliwości dla ośmiu czujników w zakresie częstotliwości od 0 do 1024 Hz. Przy takim paśmie częstotliwości analizator sygnału (12-bitowe karty) umożliwiał rejestrację sygnałów z rozdzielczością 0,25 Hz. Rozróżniono osiem pierwszych częstotliwości rezonansowych, co wynikało z przeprowadzonych rozważań analitycznych i numerycznych dla tego modelu wspornika (gęstość modalna).

Identyfikacja parametrów modalnych z danych pomiarowych wymagała zastosowania procedury ich estymacji w dziedzinie częstotliwości. W tym celu posłużono się uśrednionym widmem częstotliwościowym z wszystkich punktów pomiarowych. Poszukiwano dla nich biegunów układu drgającego. Działania te wykonywano półautomatycznie, wyszukując wartości maksymalnych amplitud w wydzielonych zakresach częstotliwości. Zakresy dobierano na podstawie modelu numerycznego oraz obserwacji widm. Autorski program wskazywał maksima z uśrednionych modułów części urojonej widma częstotliwości. Zastosowanie półautomatycznej procedury pozwoliło na wyznaczenie parametrów modalnych dla wszystkich serii pomiarowych eksperymentu. W konsekwencji identyfikowano bieguny będące częstotliwościami rezonansowymi  ${}^m \tilde{f}_n$  badanej belki wspornikowej. Na podstawie przeprowadzonych pomiarów, uwzględniając widma amplitudowo-częstotliwościowe dla wszystkich czujników, można odtworzyć formy drgań własnych badanego obiektu. Do dalszych analiz SSN uzyskano 62 wzorce uszkodzenia.

#### 2.4. Belka swobodnie podparta z przewieszeniem

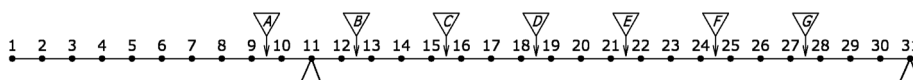
W badaniach laboratoryjnych wykorzystano belkę podpartą w sposób przegubowy, umożliwiającą obroty przekrojów w miejscu podparcia (rys. 3) o długości całkowitej  $L$  równej 1500 mm. Model, zamontowany na statywie, wykonano z płaskownika stalowego o wymiarach przekroju: wysokość 10 mm, szerokość 40 mm. Stała długość identyfikowanego uszkodzenia (nacięcia) w modelu laboratoryjnym wynosiła 1,2 mm. Głębokość nacięcia  $h_c$  wykonywano skokowo co 1,0 mm, w zakresie od 1,0 mm do 8,0 mm. Po serii pomiarów dla wszystkich głębokości każdego z położenia uszkodzenia (nacięcia) ubytek wypełniano spoiną i szlifowano.

Badania modelu laboratoryjnego wykonano, wykorzystując zestaw pomiarowy zastosowany poprzednio przy badaniach belki wspornikowej. Rejestrowano odpowiedzi dynamiczne konstrukcji, które posłużyły do wyznaczenia wartości ośmiu pierwszych giętych pionowych częstotliwości rezonansowych  ${}^m \tilde{f}_n$ . Wszystkie pomiary realizowano z rozdzielczością pomiarową wynoszącą 0,25 Hz.



Rys. 3. Belka laboratoryjna

Fig. 3. Laboratory beam



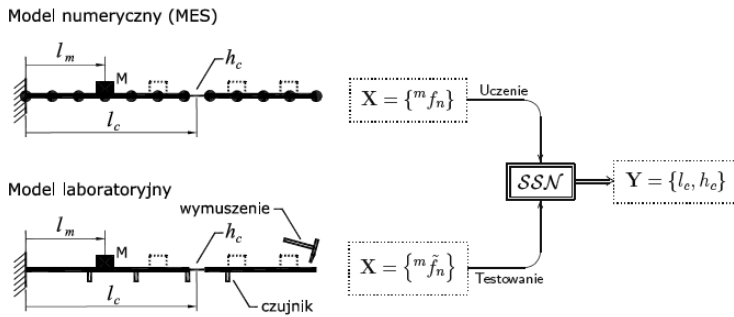
Rys. 4. Schemat wykonywanych nacięć (trójkąty A–G) na belce

Fig. 4. Scheme of notch (triangles A–G) on laboratory beam

Belkę z przewieszeniem podzielono umownie na 30 równych fragmentów o długości 50 mm. Pomiar realizowano dla siedmiu różnych położenia nacięcia, które na rys. 4 oznaczono trójkątami z literami od A do G. Dodatkową, dołączoną z użyciem magnesu, masę przemieszczano po punktach na belce oznaczonych na rys. 4 kropkami. Masę umieszczano w osi belki od góry w 28 punktach od 2 do 10 oraz od 12 do 30. Nacięcie wykonywano w środku każdego z oznaczonych fragmentów belki, swobodnie podpartej z przewieszeniem. Dodatkowo, zmieniająca położenie, masa  $M$  (193 g) stanowiła 4,09% masy badanej belki (4710 g). Ostatecznie zbudowano zestaw danych pomierzonych wartości parametrów modalnych, częstotliwości rezonansowych  ${}^m \tilde{f}_n$  do zastosowania w ocenie stanu belki sieciami neuronowymi. Łącznie dla tej belki dysponowano zestawem danych z 56 wzorcami uszkodzeń.

### 3. Identyfikacja uszkodzenia

Poszukiwanie metod diagnostycznych, niebazujących na parametrach stanu początkowego, może być bardzo użyteczne dla obiektów już istniejących, dla których nie dysponujemy danymi z okresu ich powstania. Prezentowana metoda identyfikacji uszkodzeń, wykorzystująca sztuczne sieci neuronowe, jest modyfikacją metody analizy modalnej. Podstawą identyfikacji uszkodzenia jest założenie, że lokalna zmiana sztywności spowodowana ubytkiem materiału, powoduje zmianę częstotliwości rezonansowych modelu. Drugie wykorzystywane w identyfikacji założenie uwzględnia zmianę częstotliwości rezonansowych wywołane dodatkową masą.



Rys. 5. Schemat metody identyfikacji uszkodzeń [1]

Fig. 5. Scheme of damage identification method [1]

Identyfikacja uszkodzeń metodą prezentowaną na schemacie (rys. 5) przebiega w dwóch etapach. W pierwszym etapie należy zbudować model numeryczny (MES) diagnozowanego elementu. Następnie dla zestawu skończonej liczby przewidywanych stanów uszkodzenia (położenie i wielkość) tego układu należy obliczyć parametry modalne ( $n$  częstotliwości rezonansowych –  $^m f_n$ ) dla  $m$  zmiennych położen  $l_m$  masy  $M$ . Zestaw tak uzyskanych danych numerycznych wykorzystuje się do uczenia SSN. Wektor wejściowy,  $\mathbf{X} = \{^1 \tilde{f}_1, \dots, ^m \tilde{f}_n\}$ , stanowi dobrany zestaw obliczonych częstotliwości rezonansowych. Nauczona sieć pozwala z pewną dokładnością wskazać jednocześnie położenie i wielkość uszkodzenia (wektor wyjściowy

$\mathbf{Y} = \{l_c, h_c\}$ ). W drugim etapie, stosując eksperymentalną analizę modalną, należy określić parametry dynamiczne badanego modelu laboratoryjnego ( $n$  częstotliwości rezonansowych –  $^m \tilde{f}_n$ ). Otrzymane z pomiarów częstotliwości rezonansowe stanowią dane wejściowe (wektor wejściowy  $\mathbf{X} = \{^1 \tilde{f}_1, \dots, ^m \tilde{f}_n\}$ ) do sieci neuronowej wytrenowanej na danych numerycznych. W konsekwencji otrzymujemy przewidywane przez SSN położenie i wielkość uszkodzenia modelu laboratoryjnego.

Przy identyfikacji należy przyjąć procedurę pomiarową dla badanego elementu konstrukcji z uwzględnieniem czasu, kosztów i bezpieczeństwa diagnozowanego układu. W modelu numerycznym należy przede wszystkim uwzględnić rozdzielczość pomiarową dostępnej aparatury, wielkość dodatkowej masy, liczbę dostępnych położen masy na obiekcie oraz minimalny poziom identyfikowanych uszkodzeń. Poziom rozdzielczości pomiarowej można uwzględnić, zaokrąglając wyniki obliczeń numerycznych.

Weryfikacje proponowanej metody w jej pełnej dwuetapowej formie zamieszczono w pracy doktorskiej [1]. Stosowany tam model numeryczny był modelem prętowym. Nacięcie modelowane było elementem o mniejszej sztywności i długości równej długości nacięcia (1,2 mm). Przeprowadzono tam analizę wrażliwości modelu numerycznego ze względu na wielkość dodatkowej masy i wielkość uszkodzenia.

#### 4. Wyniki

Niniejszy artykuł prezentuje wyniki zastosowania SSN tylko z danymi pomiarowymi, tzn. do uczenia i testowania SSN zastosowano wyłącznie dane z pomiarów. Takie podejście ma zweryfikować przydatność SSN jako narzędzia w klasyfikacji wzorców uzyskanych z po-

miarów w kontekście zastosowanej rozdzielczości pomiarowej. W trakcie analiz rozpatrywano różne wielkości wektora wejściowego SSN, uwzględniając różne liczby wykorzystanych położań dodatkowej masy i różne liczby stosowanych częstotliwości. Analiza ta miała na celu określenie korzystnych konfiguracji elementów wektora wejściowego. Prezentowane wyniki predykcji dotyczą jednoczesnej identyfikacji położenia i wielkości uszkodzenia. Dodatkowo, dla porównania, dla obu belek przeprowadzono lokalizację uszkodzeń, stosując metodę modalną znaną z pracy Zhong [8].

#### 4.1. Belka wspornikowa

Z uwagi na niewielką liczbę wzorców uszkodzenia brano pod uwagę jedno, dwa lub trzy położenia masy w kombinacji z jedną, dwoma lub trzema częstotliwościami rezonansowymi. Dla każdej z kombinacji dobierano architekturę SSN. W tabeli 1 zestawiono wyniki identyfikacji uszkodzenia dla kilku rodzajów wektora wejściowego. W tabeli pokazano wartości błędów  $MSE \times 10^{-4}$  dla uczenia ( $MSE_L$ ) i testowania ( $MSE_T$ ) oraz współczynnik determinacji ( $r^2$ ). Wyniki pokazują, że z mniejszym błędem identyfikowana przez SSN jest wielkość uszkodzenia. Można zauważyć, że rozszerzanie wielkości wektora wejściowego poprawia poziom identyfikacji uszkodzenia.

Tabela 1

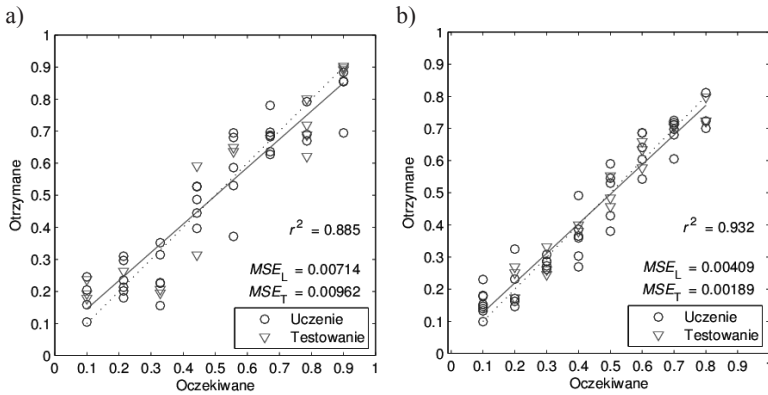
**Wyniki identyfikacji uszkodzenia dla belki wspornikowej**

Kombinacje i architektura SSN		Położenie uszkodzenia			Wielkość uszkodzenia		
		$MSE_L$	$MSE_T$	$r^2$	$MSE_L$	$MSE_T$	$r^2$
1m 1cz	1-8-2	710,8	262,0	0,283	190,2	63,4	0,701
1m 2cz	2-6-2	418,5	207,9	0,557	41,1	21,9	0,930
1m 3cz	3-5-2	320,9	138,1	0,678	54,8	17,4	0,915
2m 1cz	2-7-2	471,3	105,8	0,554	203,6	46,9	0,693
2m 2cz	4-5-2	176,2	167,5	0,785	45,6	39,1	0,913
3m 1cz	3-5-2	202,3	162,3	0,820	50,6	37,5	0,852
3m 2cz	6-4-2	71,4	96,2	0,885	40,9	18,9	0,932

Najlepsze wyniki dla belki wspornikowej uzyskano dla wektora wejściowego SSN o elementach  $\mathbf{X} = \{ \tilde{f}_{3,}^{7, 21}, \tilde{f}_{3,}^{22}, \tilde{f}_{3,}^{7, 21}, \tilde{f}_{7,}^{7, 21}, \tilde{f}_{7,}^{22} \}$ , czyli trzecia i siódma częstotliwość rezonansowa dla masy w punktach 7, 21 i 22. Wyniki szczegółowe predykcji dla tego przypadku pokazano na rys. 6. Wykres po lewej stronie przedstawia identyfikację położenia uszkodzenia, a po prawej identyfikację wielkości. Na osiach poziomych zestawiono wartości rzeczywiste uszkodzeń, a na osiach pionowych wartości obliczone przez SSN. Skala wykresu identyfikacji położenia jest normowana względem długości belki, natomiast skala wykresu wielkości uszkodzenia skalowana jest względem wysokości belki. Okręgi przedstawiają wzorce uczenia, a trójkąty wzorce testowania.

W celu porównania wyników identyfikacji przez SSN z metodą lokalizacji uszkodzenia prezentowaną przez Zhong [8] wykorzystano zebrane dane pomiarowe. Po analizie skutecznie udało się zlokalizować tylko jedno najgłębsze uszkodzenie (punkt C na rys. 2) z 62 branych pod uwagę.



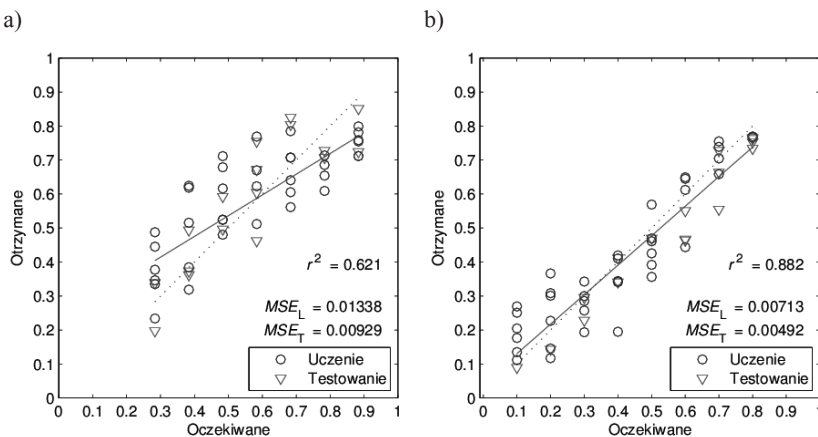


Rys. 6. Identyfikacja uszkodzenia z zastosowaniem SSN: a) położenie, b) wielkość

Fig. 6. Damage identification: a) location, b) extent

#### 4.2. Belka swobodnie podparta z przewieszeniem

Dla drugiej badanej belki laboratoryjnej także przeprowadzono procedurę wyboru korzystnych położenia masy i doboru stosowanych przy identyfikacji liczby częstotliwości rezonansowych. Powtórzyła się właściwość, że identyfikacja wielkości uszkodzenia była obarczona mniejszym błędem niż identyfikacja położenia. Najlepsze wyniki dla drugiego z analizowanych modeli belki uzyskano dla wektora wejściowego SSN o elementach odpowiednio  $\mathbf{X} = \{^7 \tilde{f}_6, ^{19} \tilde{f}_6, ^{21} \tilde{f}_6, ^7 \tilde{f}_7, ^{19} \tilde{f}_7, ^{21} \tilde{f}_7\}$ , czyli szósta i siódma częstotliwość rezonansowa dla masy w punktach 7, 19 i 21. Szczegółowe wyniki predykcji dla tego przypadku pokazano na rys. 7. Porównawczo zastosowano metodę prezentowaną przez Zhong [8] i dla tej belki udało się skutecznie zlokalizować tylko dwa położenia (punkty C i D na rys. 4) uszkodzenia z 56 – były to te o największej wielkości.



Rys. 7. Identyfikacja uszkodzenia z zastosowaniem SSN: a) położenie; b) wielkość

Fig. 7. Damage identification: a) location; b) extent



## 5. Wnioski

Prezentowana metoda identyfikacji uszkodzeń, bazująca na zmianach parametrów modalnych spowodowanych zmieniającą położenie dodatkową masą, pozwoliła na identyfikację uszkodzeń (położenie i wielkość) w badanych belkach laboratoryjnych. Zastosowanie SSN do analizy danych pomierzonych na belkach w laboratorium umożliwiło skuteczne rozróżnienie położenia oraz wielkości uszkodzenia. O dokładności identyfikacji w głównej mierze zdecydowała zastosowana rozdzielczość pomiarowa (0,25 Hz). Precyzja lokalizacji SSN nie jest duża, ale pozwala myśleć perspektywnie o jej poprawie. Zwłaszcza biorąc pod uwagę wyniki symulacji numerycznych [1], uwzględniających zmianę rozdzielczość pomiaru z 0,25 Hz na 0,10 Hz, co poprawiało jakość identyfikacji, zmniejszając błędy średniokwadratowe o połowę. Oczywiście wiąże się to z koniecznością powtórzenia pomiarów z analizą węższego pasma lub zastosowanie dokładniejszej aparatury. Dla obu belek wielkość uszkodzenia była identyfikowana z mniejszym błędem niż położenie tego uszkodzenia. Sugeruje to większe zmiany parametrów modalnych wywołanych zmianą wielkości uszkodzenia niż zmianą jego położenia. Na uwagę w przeprowadzonych badaniach zasługuje fakt, w świetle rozwoju metod diagnostyki, że uzyskano metodę identyfikacji, bazując na metodzie lokalizacji [8] o większej skuteczności lokalizacji.

*Praca została wykonana w ramach grantu Nr N N501 134336, Analiza i porównanie metod pomiarowych oraz algorytmów przetwarzania danych (ze szczególnym uwzględnieniem metod sztucznej inteligencji) do identyfikacji uszkodzeń konstrukcji, finansowanego przez Ministerstwo Nauki i Szkolnictwa Wyższego.*

## Literatura

- [1] Borowiec A., *Wykrywanie uszkodzeń w układach prętowych z wykorzystaniem zmian parametrów modelu modalnego*, rozprawa doktorska, Wydział Budownictwa i Inżynierii Środowiska, Politechnika Rzeszowska, 2009.
- [2] Borowiec A., Ziemiański L., *Ocena stanu konstrukcji belkowych na podstawie zmiany parametrów modalnych wywołanych dodatkową masą*, Zeszyty Naukowe PRZ: Mechanika 74, 2008, 9-16.
- [3] Carden E.P., Fanning P., *Vibration based condition monitoring: A review*, Structural Health Monitoring, Vol. 3, 2004, 355-377.
- [4] Dems K., Mróz Z., *Identification of damage in beam and plate structure using parameter dependent frequency changes*, Engng. Comput., Vol. 18, 2001, 96-120.
- [5] Doebling S.W., Farrar C.R., Prime M.B., *A summary review of vibration-based damage identification methods*, The Shock and Vibration Digest, Vol. 30, 1998, 1-34.
- [6] Maciąg E., Kuźniar K., *Zastosowanie SSN w wyznaczaniu wpływu parametrów wstrząsów górniczych na interakcję dynamiczną grunt-budynki*, Wydawnictwo Politechniki Białostockiej, Budownictwo, Zeszyt 28, tom 2, 2006.
- [7] Waszczyszyn Z., Ziemiański L., *Neural Networks in Mechanics of Structures and Materials – New Result and Prospects of Applications*, Computer & Structure, Vol. 79, 2001, 2261-2276.
- [8] Zhong S., Oyadij S.O., Ding K., *Response-only method for damage detection of beam-like structures using high accuracy frequencies with auxiliary mass spatial probing*, Journal of Sound and Vibration, Vol. 311, 2008, 1075-1099.



ZYGMUNT DZIECHCIOWSKI\*

## CHARAKTERYSTYKI WIBROAKUSTYCZNE I TERMICZNE WYBRANYCH MATERIAŁÓW POSZYCIA ŚCIAN KABIN

---

### VIBROACOUSTIC AND THERMAL CHARACTERISTICS SELECTED PLATE COMPONENTS OF OPERATOR'S CABIN WALLS

#### Streszczenie

W artykule przedstawiono teoretyczną analizę właściwości materiałów znajdujących zastosowanie w budowie kabin maszyn roboczych, która może pozwolić na odpowiedni dobór materiałów poszycia w aspekcie łącznej oceny komfortu wibroakustycznego i termicznego na stanowisku pracy operatora maszyny.

*Słowa kluczowe: kabina maszyny roboczej, komfort na stanowisku pracy, izolacja wibroakustyczna i termiczna*

#### Abstract

This paper presents the theoretical analysis of materials properties use in cabins structure of heavy duty machines which allow to select suitable plate components of cabin walls in aspect of combined assessment of vibroacoustic and thermal comfort in the workplace of the machine operator.

*Keywords: heavy duty machine, workpace comfort, vibroacoustic and thermal insulations*

---

\* Dr inż. Zygmunt Dziechciowski, Instytut Konstrukcji Maszyn, Wydział Mechaniczny, Politechnika Krakowska.

## 1. Wstęp

Ergonomiczne projektowanie kabin maszyn roboczych powinno uwzględniać wpływ wielu czynników szkodliwych oddziałujących na operatora maszyny, m.in. takich jak: hałas, drgania, zapylenie, klimat cieplny itp. Sterowanie rozkładem pól szkodliwych czynników może być dokonywane za pośrednictwem zmiany konstrukcji kabiny. W pracy przedstawiono wyniki analizy wpływu grubości materiałów stosowanych jako elementy poszycia na warunki termiczne i wibroakustyczne w kabinie.

## 2. Wpływ grubości elementu poszycia na charakter pól akustycznego, drganiowego i cieplnego w kabinie operatora

Analizując konstrukcje kabiny maszyny roboczej w aspekcie izolacji akustycznej, drganiowej i termicznej, można jej budowę sprowadzić do układu składającego się z szeregu płyt o różnych cechach konstrukcyjnych. Do opisu zjawisk kształtujących pola wibroakustyczne i termiczne można wykorzystać: równanie izolacyjności akustycznej właściwej dla płyty, równanie drgań płyty oraz równanie wymiany ciepła w układzie płytowym [2, 3]. Jest to podejście najprostsze, ograniczone jednak zakresem stosowalności wykorzystywanych w obliczeniach wzorów, niemniej jednak przy wstępnym doborze materiałów proste i bardzo wygodne.

Możliwości sterowania właściwościami pól wibroakustycznego i cieplnego w kabinie przez zmianę właściwości elementów poszycia zastosowanych do ich budowy przedstawiono w [2]. Wykazano, że do zmian właściwości pola można wykorzystać: zmianę izolacyjności akustycznej ścianki, zmianę częstości drgań własnych i zmianę współczynnika przenikania ciepła elementu poszycia. W niniejszym artykule dokonano próby wzajemnego skojarzenia tych właściwości konstrukcji.

Obliczenia obejmowały określenie zmian izolacyjności akustycznej właściwej  $R_w$ , izolacyjności termicznej (zmiany współczynnika przenikania ciepła  $k$ ) oraz wartości częstości drgań własnych przegrody wraz ze zmianą grubości wybranego elementu poszycia. Przeprowadzono je przy pewnych założeniach upraszczających, a mianowicie:

- ograniczono się do pierwszej formy drgań,
- obliczenia izolacyjności akustycznej właściwej wykonano dla wymuszenia harmonicznego o częstotliwości 1 kHz,
- strumień ciepła pada prostopadle do powierzchni elementu poszycia,
- fala akustyczna pada prostopadle do powierzchni elementu poszycia,
- wartości współczynników wnikania ciepła  $\alpha$  po obu stronach przegrody są różne i wynoszą:  $\alpha_1 = 22,7 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ,  $\alpha_2 = 7,9 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ; wartości te przyjęto za [4] i odnoszą się one odpowiednio do warstwy zewnętrznej i wewnętrznej przegrody.

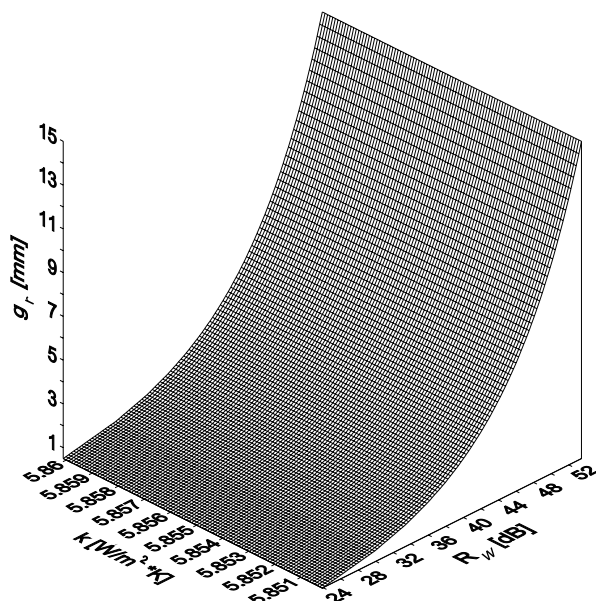
Wykaz wybranych materiałów oraz ich właściwości fizycznych, wykorzystanych w obliczeniach, przedstawiono w tabeli 1.

### Właściwości fizyczne materiałów wykorzystanych w obliczeniach

Lp.	Materiał	Gęstość $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Moduł Younga $E$ [MPa]	Liczba Poissona $\nu$	Prędkość dźwięku $c$ [m/s]	Współczynnik przew. ciepła $\lambda$ [W/m K]
1	Asfalt (lany)	2000	7700,0	0,40	2500	0,75
2	Guma twarda	1200	8,0	0,35	82	0,2
3	PCW (linoleum)	1600	200,0	0,35	1200	0,2
4	Stal	7800	$2,1 \times 10^5$	0,33	5200	50
5	Szkło krzemowe	2500	$0,67 \times 10^5$	0,22	5200	0,8
6	Wełna mineralna	150	42,0	0,2	ok. 0	0,042

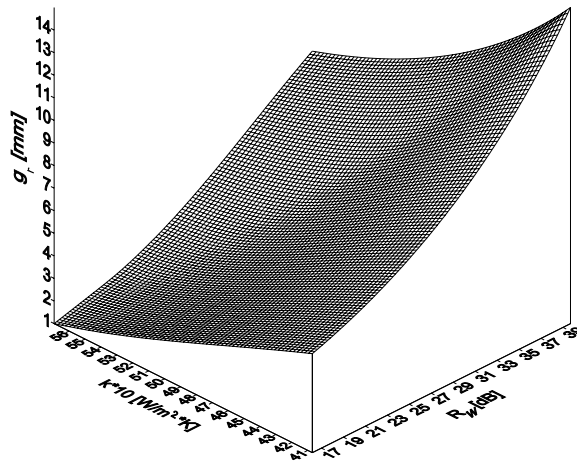
#### 2.1. Analiza zależności izolacyjności akustycznej $R_w$ i współczynnika przenikania ciepła $k$ dla jednowarstwowego elementu poszycia kabiny

Przykładowe wyniki obliczeń, w postaci wykresów zmian izolacyjności akustycznej  $R_w$  oraz współczynnika przenikania ciepła  $k$  wraz ze zmianą grubości elementu poszycia pokazano na rys. 1 i 2. Obliczenia wykonano dla materiałów, których właściwości zamieszczono w tabeli 1.



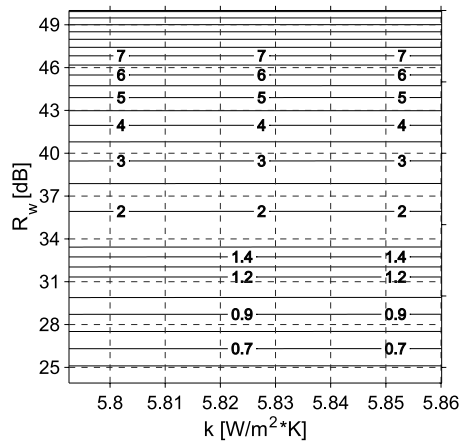
Rys. 1. Zmiana izolacyjności akustycznej  $R_w$  i współczynnika przenikania ciepła  $k$  wraz ze zmianą grubości  $g_r$  dla stali

Fig. 1. Changing the acoustic insulation  $R_w$  and heat transfer coefficient  $k$  with the change of thickness  $g_r$  for steel



Rys. 2. Zmiana izolacyjności akustycznej  $R_w$  i współczynnika przenikania ciepła  $k$  wraz ze zmianą grubości  $g_r$  dla PCW

Fig. 2. Changing the acoustic insulation  $R_w$  and heat transfer coefficient  $k$  with the change of thickness  $g_r$  for PCW

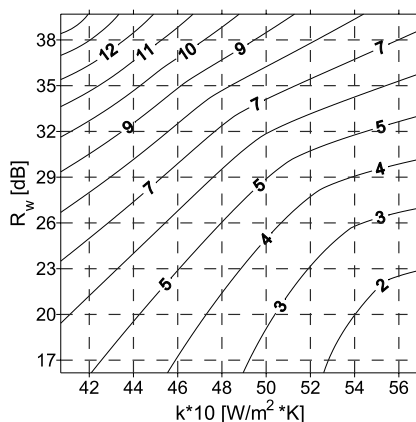


Rys. 3. Zmiana izolacyjności akustycznej  $R_w$  i współczynnika przenikania ciepła  $k$  wraz ze zmianą grubości  $g_r$  (linie stałej grubości płyty) dla stali

Fig. 3. Changing the acoustic insulation  $R_w$  and heat transfer coefficient  $k$  with the change of thickness  $g_r$  (lines of constant thickness of plate) for steel

Z analizy wykresów prezentowanych na rys. 1–4 wynika, że mamy tu do czynienia z dwoma typami elementów poszycia. Pierwszy z nich nie jest wrażliwy na warunki termiczne, a ze wzrostem grubości zmienia się tylko izolacyjność akustyczna. Drugi typ materiałów wykazuje wrażliwość zarówno na właściwości akustyczne, jak i termiczne.

Prezentowane na rys. 1 i 2 wykresy przedstawiono również w innej postaci jako linie stałych grubości materiałów przegrody (rys. 3 i 4).

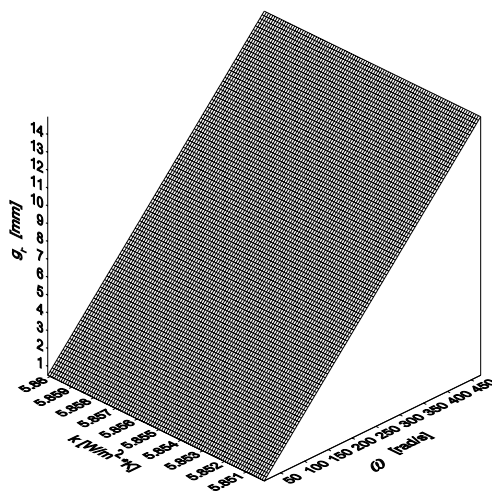


Rys. 4. Zmiana izolacyjności akustycznej  $R_w$  i współczynnika przenikania ciepła  $k$  wraz ze zmianą grubości  $g$ , (linie stałej grubości płyty) dla PCW

Fig. 4. Changing the acoustic insulation  $R_w$  and heat transfer coefficient  $k$  with the change of thickness  $g$ , (lines of constant thickness of plate) for PCV

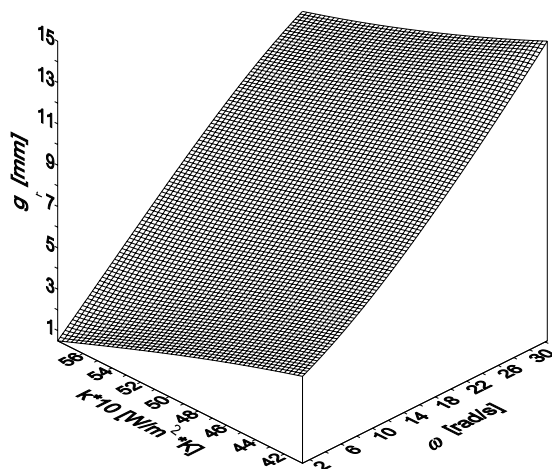
## 2.2. Analiza zależności częstości drgań własnych $\omega$ i współczynnika przenikania ciepła $k$ dla jednowarstwowego elementu poszycia kabiny

Obliczenia symulacyjne dokonano dla materiałów zamieszczonych w tabeli 1. Przykładowe wyniki symulacji pokazano na rys. 5–8.



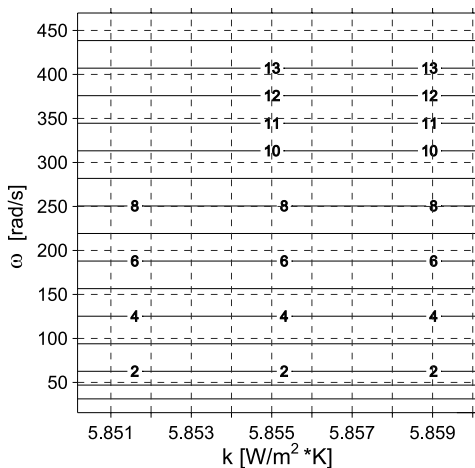
Rys. 5. Zmiana częstości drgań własnych  $\omega$  płyty i współczynnika przenikania ciepła  $k$  wraz ze zmianą grubości  $g$ , dla stali

Fig. 5. Changing the plate natural frequencies  $\omega$  and heat transfer coefficient  $k$  with the change of thickness  $g$ , for steel



Rys. 6. Zmiana częstości drgań własnych  $\omega$  płyty i współczynnika przenikania ciepła  $k$  wraz ze zmianą grubości  $g_r$  dla PCW

Fig. 6. Changing the plate natural frequencies  $\omega$  and heat transfer coefficient  $k$  with the change of thickness for PCV

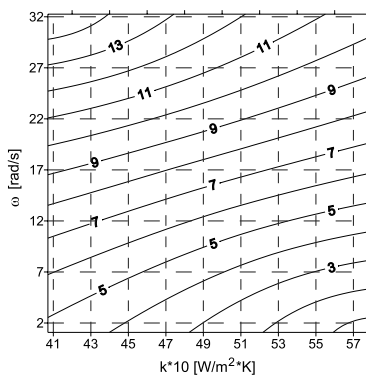


Rys. 7. Zmiana częstości drgań własnych  $\omega$  płyty i współczynnika przenikania ciepła  $k$  wraz ze zmianą grubości  $g_r$  (linie stałej grubości płyty) dla stali

Fig. 7. Changing the plate natural frequencies  $\omega$  and heat transfer coefficient  $k$  with the change of thickness  $g_r$  (lines of constant thickness of plate) for steel

Analiza wykresów pokazanych na rys. 5–8 potwierdza spostrzeżenia z rozdziału 2.1. Dla poszycia wykonanego ze stali (rys. 5 i 7) wraz ze zmianą grubości ulegają zmianie tylko właściwości drganiowe, przy stałych właściwościach termicznych. Można zatem stwierdzić, że tego typu materiały, w zakresie stosowanych na konstrukcję kabiny grubości, wykazują „wrażliwość” wibroakustyczną przy stałych właściwościach termicznych.





Rys. 8. Zmiana częstości drgań własnych  $\omega$  płyty i współczynnika przenikania ciepła  $k$  wraz ze zmianą grubości  $g_r$  (linie stałej grubości płyty) dla PCW

Fig. 8. Changing the plate natural frequencies  $\omega$  and heat transfer coefficient  $k$  with the change of thickness  $g_r$  (lines of constant thickness of plate) for PCW

Tworzywa sztuczne (rys. 6 i 8) w rozpatrywanym zakresie grubości charakteryzują się zmiennością zarówno właściwości wibroakustycznych, jak i termicznych. Również tu wyniki symulacji przedstawione zostały w postaci linii stałych grubości materiałów przegrody (rys. 7 i 8).

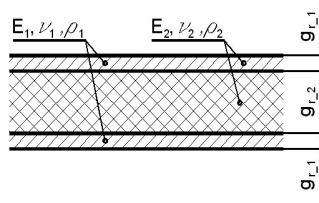
### 3. Wpływ grubości płyty na częstotliwość koincydencji

Wyniki obliczeń izolacyjności akustycznych dla przegród jedno- i wielowarstwowych (rys. 9 i 10), wg wzorów dostępnych w literaturze, wykazują czasami niezgodność w stosunku do charakterystyk wyznaczonych eksperymentalnie [3], zwłaszcza, kiedy mamy do czynienia z bardziej skomplikowanymi strukturami wielowarstwowymi [6]. Obliczenia przeprowadzane dla tych struktur wymagają stosowania skomplikowanych obliczeń numerycznych. Przyczyną tych niezgodności jest najczęściej zjawisko koincydencji, polegające na zbieżności prędkości fali giętej w płycie ze składową równoległą do powierzchni płyty.



Rys. 9. Przegroda jednowarstwowa ( $E$ ,  $\nu$ ,  $\rho$  – odpowiednio moduł Younga, liczba Poissona i gęstość materiału poszycia)

Fig. 9. One – layer barrier ( $E$ ,  $\nu$ ,  $\rho$  – respectively the Young's modulus, Poisson's ratio and density of the barrier material)



Rys. 10. Przegroda trójwarstwowa typu „sandwich” ( $E_1, E_2, \nu_1, \nu_2, \rho_1, \rho_2$  – odpowiednio moduł Younga, liczba Poissona i gęstość materiałów poszycia)

Fig. 10. Sandwich type tree – layer barrier ( $E_1, E_2, \nu_1, \nu_2, \rho_1, \rho_2$  – respectively the Young’s modulus, Poisson’s ratio and density of the barriers material)

Poniżej przedstawiono wyniki symulacji cyfrowych wpływu zmian grubości materiału na wartość częstotliwości koincydencji, zarówno dla przegród składających się z jednej warstwy, jak i przegród wielowarstwowych.

### 3.1. Wpływ grubości płyty na częstotliwość koincydencji w przypadku przegród jednowarstwowych

Prezentowane w poprzednim rozdziale obliczenia wpływu grubości materiału na izolacyjność akustyczną właściwą  $R_w$  przeprowadzono w oparciu o prawo masy [2].

Wyniki badań dowodzą jednak, że prawo to stanowi jedynie mało dokładne przybliżenie, gdyż nie uwzględnia właściwości fizycznych materiału elementu poszycia, jak też właściwości konstrukcyjnych. Stwierdzono, że przenikanie energii dźwiękowej przez pojedynczą przegrodę jednorodną zależy nie tylko od jej masy, lecz również w istotnym stopniu od sztywności dynamicznej na zginanie.

W zależności od częstotliwości fali dźwiękowej padającej na przegrodę jeden z tych czynników (masa lub sztywność dynamiczna) staje się dominujący.

Dla częstotliwości  $f$  spełniającej warunek [4]:

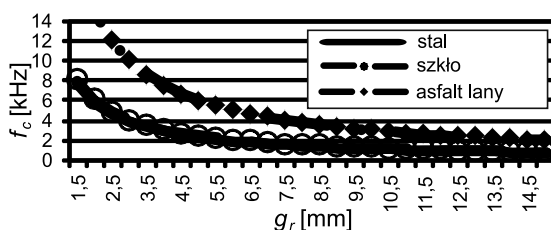
$$f \leq f_c = \frac{c_0^2}{2\pi} \sqrt{\frac{\mu}{D}} = \frac{c_0^2}{2\pi \cdot g_r} \sqrt{\frac{12\rho(1-\nu^2)}{E}} \quad (1)$$

gdzie:

- $f_c$  – częstotliwość graniczna (koincydencji), Hz,
- $c_0$  – prędkość dźwięku w powietrzu, m/s,
- $\mu$  – masa powierzchniowa przegrody, kg/m<sup>2</sup>,
- $D$  – sztywność walcowa płyty na zginanie, Nm,

przenoszenie energii dźwiękowej przez przegrodę odbywa się głównie za pośrednictwem fal podłużnych. W tym zakresie zależność izolacyjności akustycznej od częstotliwości ma charakter zbliżony do wynikającej z prawa masy. Począwszy od częstotliwości  $f = f_c$  w przegrodzie powstają fale gięte, które powodują bardziej intensywne przekazywanie energii akustycznej. Powoduje to obniżenie izolacyjności akustycznej w pewnym paśmie częstotliwości.

Na rysunku 11 przedstawiono wyniki symulacji cyfrowych wpływu grubości różnych materiałów przegrody na wartość częstotliwości koincydencji  $f_c$  dla przypadku przegród jednowarstwowych. Na wykresach tych widoczne są zróżnicowania wartości częstotliwości koincydencji. Podobne zakresy zmienności częstotliwości granicznej otrzymano jedynie dla przypadku stali i szkła krzemowego. Prezentowane obliczenia dowodzą, że odpowiedni dobór materiałów i ich grubości umożliwia przesunięcie częstotliwości rezonansowych poza zakres słyszalny.



Rys. 11. Zmiana wartości częstotliwości koincydencji  $f_c$  wraz ze zmianą grubości materiału dla stali, szkła krzemowego i asfaltu

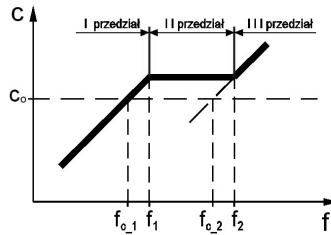
Fig. 11. Changing the value of the coincidence frequency  $f_c$  with a change of material thickness, for steel, glass and bitumen

### 3.2. Wpływ grubości płyty na częstotliwość koincydencji w przypadku przegród trójwarstwowych

W przegrodzie wielowarstwowej, podobnie jak w przegrodzie jednowarstwowej, porzucając od częstotliwości granicznej, izolacyjność akustyczna ulega zmniejszeniu. W celu wyeliminowania bądź złagodzenia wpływu tego zjawiska na charakterystykę izolacyjności akustycznej niezbędne jest przesunięcie częstotliwości krytycznych poza zakres częstotliwości rozpatrywanych przez stworzenie takiego układu, w którym byłyby warunki do powstania i rozprzestrzeniania fal podłużnych wywołujących ścinanie, a nie fal giętnych wywołujących zginanie. Konstrukcja spełniająca te warunki powinna być sztywna na zginanie i podatna na ścinanie. Będzie tak się działo w przegrodzie trójwarstwowej z miękkim, dostatecznie podatnym na odkształcenia postaciowe, jednak nieściśliwym, rdzeniem i z dwiema sztywnymi płytami zewnętrznymi.

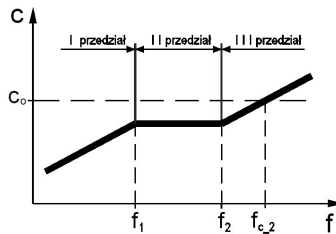
W strukturach typu „sandwich” widoczne są trzy przedziały zachowania fali giętej. W pierwszym przedziale przegroda zachowuje się jak płyta jednorodna, a jej zewnętrzna i wewnętrzna powierzchnia drgają w fazie. W przedziale drugim zachowanie struktury jest regulowane przez fale podłużną wywołującą ścinanie, która propaguje się między powierzchniami zewnętrzną i wewnętrzną. W przedziale trzecim fala gięta przemieszcza się wzdłuż powierzchni zewnętrznej i wewnętrznej.

Zachowanie fali giętej można przedstawić w postaci wykresów (rys. 12 i 13). Wyróżniono tam omówione wyżej trzy przedziały, rozdzielone częstotliwościami przejścia  $f_1$ ,  $f_2$ . W strukturach takich występują jedna lub dwie częstotliwości koincydencji (w zależności od relacji między prędkością rozchodzenia się fali dźwiękowej w powietrzu  $c_0$  i materiale przegrody  $c$ ), co zostało zobrazowane na niniejszych wykresach.



Rys. 12. Przedziały faz prędkości rozchodzenia się fali giętej w płycie trójwarstwowej – przypadek I

Fig. 12. The ranges of speed of propagation of bending waves in the tree-layer plate – the case I



Rys. 13. Przedziały faz prędkości rozprzestrzeniania się fali giętej w płycie trójwarstwowej – przypadek II

Fig. 13. The ranges of speed of propagation of bending waves in the tree-layer plate – the case II

Częstotliwości koincydencji  $f_{c-1}$  dla **I przedziału** oblicza się z zależności (2) [5]:

$$f_{c-1} = c_0^2 \cdot \sqrt{\frac{\mu}{D_1}} \quad (2)$$

gdzie:

- $c_0$  – prędkość dźwięku w powietrzu, m/s,
- $\mu$  – masa powierzchniowa przegrody trójwarstwowej, kg/m<sup>2</sup>,
- $D_1$  – sztywność walcowa płyty na zginanie dla I przedziału [1], Nm,

$$D_1 = \frac{E_1 \cdot g_{r-1} \cdot (g_{r-1} + g_{r-2})^2}{2 \cdot (1 - \nu_1^2)} \quad (3)$$

Do określenia częstotliwości koincydencji  $f_{c-2}$  dla III przedziału służy formuła (4):

$$f_{c-2} = c_0^2 \cdot \sqrt{\frac{\mu}{D_3}} \quad (4)$$

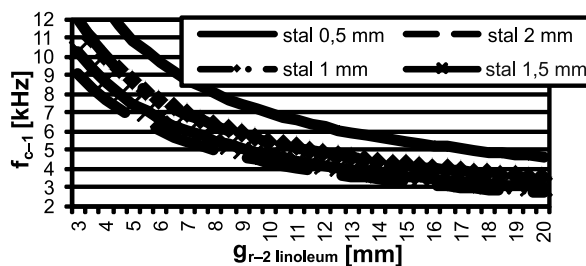
gdzie:

- $D_3$  – sztywność walcowa płyty na zginanie dla III przedziału [1], Nm.

$$D_3 = \frac{E_1 \cdot g_{r-1}^3}{2 \cdot (1 - \nu_1^2)} \quad (5)$$

Powyższe zależności pozwoliły na przeprowadzenie symulacji numerycznych, których celem było określenie zmian wartości częstotliwości koincydencji wraz ze zmianą grubości materiałów w strukturze trójwarstwowej poszycia. Przykładowe wyniki obliczeń, w postaci wykresów zmian pierwszej częstotliwości koincydencji  $f_{c-1}$ , zaprezentowano na rys. 14.

Dla rozważanej struktury wartości pierwszej częstotliwości koincydencji  $f_{c-1}$  mieszczą się w zakresie częstotliwości słyszalnych, przy czym wzrostowi grubości warstwy środkowej przegrody (PCW) towarzyszy obniżenie wartości częstotliwości. Wartości drugiej częstotliwości koincydencji  $f_{c-2}$  wykraczają poza zakres słyszalny.



Rys. 14. Zmiana wartości pierwszej częstotliwości koincydencji  $f_{c-1}$  wraz ze zmianą grubości materiałów przegrody trójwarstwowej dla struktury stal – linoleum (PCW) – stal

Fig. 14. Changing of the first coincidence frequency value, with the change of plate thickness of tree-layer barrier, for structure steel – linoleum (PVC) – steel

#### 4. Podsumowanie

Otrzymane wyniki obliczeń pozwalają zakwalifikować materiały stosowane jako poszycie ścian kabin do dwóch grup:

- materiałów, dla których widoczna jest prawie liniowa zależność pomiędzy współczynnikiem przenikania ciepła  $k$  a izolacyjnością akustyczną  $R_w$  i częstością drgań własnych  $\omega$ ,
- materiałów, dla których zależność pomiędzy współczynnikiem  $k$ , a izolacyjnością  $R_w$  i częstością  $\omega$  ma wyraźny wykładniczy charakter.

Do pierwszej grupy zaliczyć można materiały takie jak stal, aluminium czy szkło. Dla tej grupy materiałów, dla rozpatrywanych grubości, współczynnik  $k$  zmienia się liniowo, natomiast izolacyjność akustyczna ma wyraźny wykładniczy charakter.

Do drugiej grupy będą zaliczane tworzywa sztuczne (takie jak PCV, poliuretan, szkło organiczne) oraz materiały pochodzenia mineralnego (wełna mineralna), dla których zaobserwowano wyraźną nieliniowość izolacyjności  $R_w$  i właściwości termicznych, a więc są to materiały, które wykazują wysoką „wrażliwość” wibroakustyczną i cieplną na zmianę ich grubości.

Zamieszczona w ostatnim rozdziale analiza wpływu grubości poszycia na wartość częstotliwości koincydencji pozwala zaobserwować korzyści płynące ze stosowania struktur wielowarstwowych w porównaniu do poszycia jednowarstwowego.

### Literatura

- [1] Bremner & O'Keefe, *Calculation of Transmission Loss and Radiation Efficiency of Honeycomb Panels using Finite Element Methods*, SDRC Report #85078 A, Hitchin, UK 1985.
- [2] Dziechciowski Z., *Kształtowanie konstrukcji kabin maszyn roboczych w aspekcie sterowania warunkami pracy operatorów*, praca doktorska, Politechnika Krakowska, Kraków 2006.
- [3] Dziechciowski Z., *Selection of plate components of cab walls in aspect of thermal insulation and transmission loss*, Archives of Acoustics, 36, 1, 2011, 109-119.
- [4] Michałowski S., Stolarski B., Dziechciowski Z., *Zależność parametrów charakteryzujących pole wibroakustyczne i cieplne w kabinie operatora maszyny roboczej od jej konstrukcji*, Czasopismo Techniczne z. 1-M/2006, 269-278.
- [5] Sadowski J., *Podstawy izolacyjności ustrojów*, PWN, Warszawa 1973.
- [6] Sikora J., Turkiewicz J., *Badanie izolacyjności akustycznej przegród dwuciennych z rdzeniami dźwiękochłonnymi z materiałów ziarnistych*, Czasopismo Techniczne z. 1-M/2007.
- [7] Szewczyk K. (kier.), *Kabiny maszyn budowlanych spełniające wymogi ergonomii w zakresie komfortu cieplnego*, Projekt badawczy PB-1445/3/91.

HALINA EGNER\*, MACIEJ RYŚ\*\*

## MODELOWANIE SPRĘŻENIA POMIĘDZY ROZWOJEM USZKODZEŃ I PRZEMIANĄ FAZOWĄ W STALI AUSTENITYCZNEJ W WARUNKACH TEMPERATUR KRIOGENICZNYCH

### MODELING OF COUPLING BETWEEN DAMAGE AND PHASE TRANSFORMATION IN AUSTENITIC STAINLESS STEEL AT CRYOGENIC TEMPERATURES

#### Streszczenie

Stale austenityczne w ekstremalnie niskich temperaturach podlegają trzem zjawiskom dysypatywnym: plastycznemu płynięciu, przemianie fazowej  $\gamma \rightarrow \alpha'$  oraz rozwojowi uszkodzeń. Przeprowadzone eksperymenty dowodzą, że pojawiające się inkluzje martenzytu powodują spowolnienie rozwoju uszkodzeń plastycznych w matrycy austenitycznej. W pracy przedstawiony został opis konstytutywny zachowania się stali austenitycznej, poddanej obciążeniu w temperaturze bliskiej zeru absolutnemu z uwzględnieniem sprzężenia pomiędzy zjawiskami dysypatywnymi. Został także przedstawiony algorytm numeryczny, opracowany w celu wykonania symulacji jednoosiowego rozciągania.

*Słowa kluczowe: przemiana fazowa, opis konstytutywny, temperatury kriogeniczne*

#### Abstract

FCC metals and alloys undergo at low temperatures three distinct phenomena: dynamic strain ageing, plastic strain induced transformation from the parent phase ( $\gamma$ ) to the secondary phase ( $\alpha'$ ) and evolution of micro-damage. Experimental results indicate the correlation between decreasing damage rate and increasing martensite content. In the present paper the constitutive model of the behaviour of stainless steel applied at cryogenic temperature was described, where the three dissipative phenomena coexist. Also the numerical algorithm was worked out, and numerical simulation of uniaxial tension was performed.

*Keywords: constitutive modeling, ductile damage, phase transformation, cryogenic temperature*

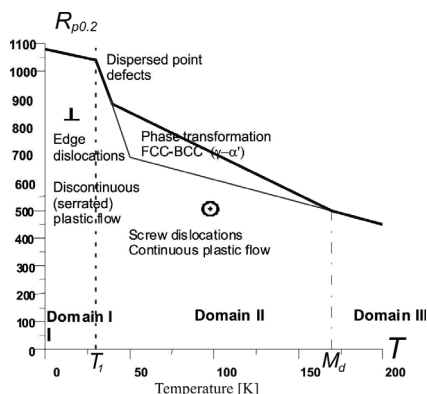
\* Dr inż. Halina Egner, Instytut Mechaniki Stosowanej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Krakowska.

\*\* Mgr inż. Maciej Ryś, studia doktoranckie, Wydział Mechaniczny, Politechnika Krakowska.

## 1. Wstęp

Kriogenika jest dziedziną fizyki i techniki zajmującą się badaniem i wykorzystaniem właściwości ciał w niskich temperaturach, w których gazy takie jak hel czy azot występują w stanie ciekłym. Najbardziej perspektywiczną dziedziną wykorzystania materiałów w temperaturach kriogenicznych wydaje się być przemysł energetyczny i elektroniczny. Przede wszystkim chodzi tu o możliwość stosowania elementów nadprzewodnikowych w urządzeniach energetycznych.

Tylko materiały, które pozostają ciągliwe po wprowadzeniu w środowisko temperatur kriogenicznych, mogą zostać wykorzystane do przenoszenia obciążeń. Cechą charakterystyczną materiałów metalicznych spełniających ten warunek jest regularna, ściennie centrowana struktura krystalograficzna (*face-centred-cubic*, *fcc*) oraz niska energia błędu ułożenia (*low-fault energy*). Stale tego typu zostały przydzielone do grupy stali AISI 300, do której należą także stale nierdzewne, takie jak 304L czy 316L, które są obecnie powszechnie używane w środowiskach kriogenicznych. W porównaniu z typowymi stalami węglowymi materiały te charakteryzuje niska granica plastyczności, duża ciągliwość oraz wysoka granica wytrzymałości na rozciąganie. Wysoka zawartość składników stopowych zapewnia poprawę własności plastycznych w niskich temperaturach oraz tłumi przemianę austenitu w perlit podczas chłodzenia.



Rys. 1. Granica plastyczności ( $R_{p0.2}$ ) w funkcji temperatury ( $T$ ) dla materiałów o niskiej energii błędu ułożenia odkształczanych w niskich temperaturach [2]

Fig. 1. Yield point ( $R_{p0.2}$ ) against temperature ( $T$ ) for LSF materials deformed at low temperature [2]

Rozwój techniki rodzi potrzebę projektowania nowych materiałów, które można wykorzystywać do budowy nowych konstrukcji poddawanych złożonym obciążeniom zarówno mechanicznym, jak i termicznym. Istnieje zatem potrzeba udoskonalania opisów konstytutywnych dla potrzeb innowacyjnych materiałów w celu prawidłowego określenia ich zachowania pod wpływem przyłożonych obciążeń oraz przewidywania pewnych stanów krytycznych.

Stale austenityczne w warunkach temperatur kriogenicznych podlegają trzem podstawowym zjawiskom: nieciągłemu płynięciu plastycznemu [1], przemianie fazowej austenitu ( $\gamma$ ) w martenzyt ( $\alpha'$ ) wywołanej odkształceniami plastycznymi [2, 3], oraz ewolucji mikrouszkodzeń [4].



Stale te wykazują niestateczność zarówno przy plastycznym płynięciu, jak i przy przemianie fazowej  $\gamma \rightarrow \alpha'$ . Dla najczęściej stosowanej stali nierdzewnej 316LN można wyróżnić trzy obszary odpowiedzi (rys. 1) (por. [5]). Obszar I odpowiada zakresowi temperatury poniżej  $T_1$ , w którym obserwuje się niestateczność plastycznego płynięcia, zwaną nieciągłym płynięciem plastycznym (*serrated yielding*). Obszar II rozciąga się pomiędzy temperaturą  $T_1$  a  $M_d$ , czyli temperaturą powyżej której nie zachodzi już przemiana fazowa typu  $\gamma \rightarrow \alpha'$ . Wewnątrz tego obszaru plastyczne płynięcie jest ciągłe i towarzyszy mu przemiana pierwotnej fazy austenitycznej  $\gamma$  we wtórną fazę martenzytyczną  $\alpha'$ . Przemiana ta skutkuje wyraźnym podniesieniem granicy plastyczności. Wreszcie obszar III, powyżej temperatury  $M_d$ , charakteryzuje się ciągłym płynięciem plastycznym i stabilnym zachowaniem jeśli chodzi o przemianę fazową. We wszystkich trzech obszarach dochodzi do rozwoju uszkodzeń ciągłych, sterowanych (ciągłym bądź nie) płynięciem plastycznym. Wszystkie trzy zjawiska: plastyczne płynięcie, przemiana fazowa i rozwój uszkodzeń wywołują nieodwracalną zmianę struktury sieci krystalicznej i mogą przyspieszać proces zniszczenia elementu konstrukcyjnego, zatem w celu przewidywania stanów krytycznych konieczne jest zbudowanie modelu konstytutywnego ujmującego wszystkie te, sprzężone ze sobą, zjawiska nieodwracalne.

## 2. Opis konstytutywny materiału sprężysto-plastycznego z uszkodzeniami oraz przemianą fazową

Przedstawiony poniżej opis konstytutywny stali austenitycznej jest opisem wieloskalowym. Z jednej strony zawiera on elementy opisu zjawisk na poziomie mikrostruktury, takich jak ruch dyslokacji oraz interakcje dyslokacji z inkluzjami martenzytu. Z drugiej strony model jest zdefiniowany na poziomie mezoskopowym przy użyciu koncepcji reprezentatywnego elementu objętościowego (RVE), w którym niejednorodności mikrostruktury ulegają rozmyciu, a ich wzajemne interakcje są pomijane.

Model został zbudowany na podstawie następujących założeń [4]:

- materiał dwufazowy składa się z matrycy austenitycznej oraz losowo rozmieszczonych wtrąceń martenzytu o kształcie elipsoidalnych cząstek Eshelby'ego,
- matryca austenityczna podlega odkształceniom sprężysto-plastycznym oraz rozwojowi uszkodzeń, podczas gdy inkluzje martenzytu zachowują się w sposób kruchy,
- bieżący stan uszkodzenia zarówno w austenicie, jak i w martenzytcie opisany jest tensorem drugiego rzędu,
- do oszacowania średniego stanu uszkodzenia w RVE przyjęto liniową regułę mieszania,
- założono, że wpływ prędkości uszkodzenia  $\dot{\epsilon}_{ij}^p$  może być pomijalny w zakresie temperatur 2–77 K,
- założono małe odkształcenia: kumulowane odkształcenie plastyczne nie przekracza 0,2,
- przyjęto wzmocnienie mieszane z uwzględnieniem wpływu inkluzji martenzytycznych,
- materiał dwufazowy podlega stowarzyszonemu prawu płynięcia.

Opierając się na teorii małych odkształceń, możemy dokonać dekompozycji odkształcenia całkowitego  $\epsilon_{ij}$  na część sprężystą  $\mu_{ij}^e$ , plastyczną  $\mu_{ij}^p$  i część odkształcenia spowodowaną przemianą fazową ( $\xi$  oznacza ilość martenzytu,  $\epsilon^{bs} = \frac{1}{3} \Delta v \mathbf{I}$  oznacza deformację zwaną *bain strain*, wyrażoną przez zmianę objętości  $\Delta v$ ):

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p + \xi \varepsilon_{ij}^{bs} \quad (1)$$

Odkształcenia sprężyste są odkształceniami odwracalnymi, zanikającymi przy odciążeniu, natomiast zarówno odkształcenia plastyczne, jak i *bain strain* są odkształceniami trwałymi.

Proces rozwoju uszkodzeń dotyczy wszystkich materiałów. Wiąże się on z występowaniem i rozprzestrzenianiem się defektów w materiale. Zgodnie z drugą zasadą termodynamiki rozwój uszkodzeń prowadzi do wzrostu nieuporządkowania w strukturze materiału, czyli wzrostu entropii. Proces ten jest procesem nieuniknionym i nieodwracalnym (towarzyszy mu dyssypacja energii), a jego zewnętrznym objawem jest degradacja własności mechanicznych materiału (wytrzymałości i sztywności), własności termicznych (współczynnika rozszerzalności termicznej, współczynnika przewodnictwa) i innych własności fizycznych.

Sposób opisu rozwoju uszkodzeń zależy od skali analizy. Zwykle operuje się pojęciami skali atomowej (dynamika molekularna), skali mikro (mikromechanika) lub skali makro (mechanika kontynualna). W skali atomowej struktura materiału jest nieciągła, a stan uszkodzenia jest zdefiniowany przez aktualną konfigurację więzi atomowych, natomiast zrywanie więzi i tworzenie się nowych reprezentuje ewolucję uszkodzeń. W skali mikro lub nano struktura materiału jest odcinkowo ciągła i niejednorodna, a uszkodzenia reprezentowane są przez liczbę, wielkość i konfigurację dyslokacji, mikropustek i mikroszczelin. Są to defekty sieci krystalicznej występujące na granicach lub wewnątrz ziaren i podlegające ciągłej ewolucji. Natomiast jeśli chodzi o skalę makro, wprowadza się pojęcie ośrodka „pseudo-nieuszkodzonego” („pseudo-ciągłego”), stanowiącego aproksymację rzeczywistego, nieciągłego materiału, w którym istnieje pewien stan uszkodzenia. Do prawidłowego przeniesienia własności materiału rzeczywistego na ośrodek „pseudo-ciągły” konieczne jest istnienie takiego elementu objętości materiału rzeczywistego, który może być odwzorowany w punkt materialny „pseudo-kontinuum”. Wymiar takiego elementu, zwanego reprezentatywnym elementem objętościowym (ang. *representative volume element, RVE*), musi być dostatecznie duży, aby liczba zawartych w nim mikrodefektów pozwalała na ich homogenizację. Z drugiej strony element musi być dostatecznie mały, aby stan naprężenia i odkształcenia mógł być w nim uznany za jednorodny. Istnienie takiego elementu jest warunkiem koniecznym do podejścia lokalnego, w którym zakłada się brak wpływu przestrzennej konfiguracji i wzajemnego oddziaływania mikrodefektów na efektywne własności ośrodka „pseudo-ciągłego”.

Rozpatrywanie materiału „pseudo-nieuszkodzonego” wymaga wprowadzenia pojęcia tzw. zmiennych efektywnych zależnych od stanu uszkodzenia, opisywanego pewną miarą uszkodzeń  $D$ , na przykład naprężenia efektywnego  $\tilde{\sigma}_{ij}(D)$  czy odkształcenia efektywnego  $\tilde{\varepsilon}_{ij}(D)$ . Definicja zmiennych efektywnych może wynikać z przyjęcia jednej z zasad równoważności, wśród których najbardziej znane są: zasada równoważności odkształceń [6], zasada równoważności naprężeń [7], zasada równoważności energii komplementarnej [8, 9] i zasada równoważności energii całkowitej [10]. W myśl tych zasad efektywne zmienne stanu są tak zdefiniowane, że odkształcenia, naprężenia, energia komplementarna lub energia całkowita dla obu ośrodków rzeczywistego i „pseudo-nieuszkodzonego” – są takie same.

Uszkodzenia w skali mikro i nano są zjawiskiem dyskretnym, obserwowalnym na poziomie mikrostruktury. Wyróżnia się dwa podstawowe mechanizmy rozwoju uszkodzeń w polikryształach w złożonych warunkach odkształceń sprężysto-lepko-plastycznych: uszkodzenia kruche oraz uszkodzenia ciągliwe. Uszkodzenia ciągliwe są to uszkodzenia obserwowane

wewnątrz ziaren, wzdłuż płaszczyzn poślizgów plastycznych. Ten typ uszkodzeń występuje w temperaturach, w których materiały wykazują cechy plastyczne. Należy tu nadmienić, że proces rozwoju uszkodzeń plastycznych jest ściśle związany (sprzężony) z mechanizmem plastycznego płynięcia. Uszkodzenie plastyczne sprzężone z plastycznym płynięciem jest zdominowane przez orientację pasm, a nie przez kierunek naprężeń głównych, dlatego uszkodzenie to można traktować jako izotropowe i do jego opisu może być wystarczające użycie zmiennej uszkodzenia typu skalarnego  $D$ . Uszkodzenia kruche natomiast definiowane są jako mikropustki występujące wzdłuż granic ziarna. Rozwój tych uszkodzeń jest silnie zależny od kierunku maksymalnego naprężenia głównego. Zależność od kierunku naprężenia głównego powoduje, że uszkodzenia kruche wykazują kierunkowość, nie są zatem uszkodzeniami izotropowymi, lecz anizotropowymi, co wymaga stosowania do ich opisu tensora uszkodzeń drugiego lub wyższego rzędu. Uszkodzenia te nie są związane z plastycznym płynięciem i mogą występować już w zakresie sprężystym.

Stosując geometryczną miarę uszkodzeń, do trzech wzajemnie prostopadłych płaszczyzn 1, 2, 3, których kierunki normalne pokrywają się z kierunkami naprężeń głównych, stan uszkodzenia opisują trzy wielkości  $D_1, D_2, D_3$ , określające redukcję nośnych powierzchni w tych płaszczyznach. Przedstawiając wielkości te jako główne składowe tensora, dochodzimy do definicji [11] tensora uszkodzeń drugiego rzędu.

$$\mathbf{D} = \sum_{k=1}^3 D_k \mathbf{n}_k \otimes \mathbf{n}_k = D_1 \mathbf{n}_1 \otimes \mathbf{n}_1 + D_2 \mathbf{n}_2 \otimes \mathbf{n}_2 + D_3 \mathbf{n}_3 \otimes \mathbf{n}_3 \quad (2)$$

Wykorzystując tak zdefiniowany tensor uszkodzeń, można uogólnić definicję naprężenia efektywnego wykorzystywaną do tej pory,  $\tilde{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} / (1 - D)$ , na postać anizotropową:

$$\tilde{\sigma} = \mathbf{M} : \sigma \quad (3)$$

Definicja tensora wpływu uszkodzenia  $\mathbf{M}$  nie jest jednoznaczna (por. [12]).

Ogólne prawo konstytutywne dla materiału z przemianą fazową i rozwojem uszkodzeń możemy zapisać w postaci (por. wzór (1)):

$$\sigma_{ij} = E_{ijkl}(\mathbf{D})(\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^p - \xi \varepsilon_{kl}^{bs}) \quad (4)$$

Do wyprowadzenia równań konstytutywnych pseudo-nieuszkodzonego kontinuum zastosowano zasadę równoważności odkształceń w postaci:

$$\tilde{\varepsilon}_{ij}(\tilde{\sigma}, \mathbf{0}) = \varepsilon_{ij}(\sigma, \mathbf{D}) \quad (5)$$

Aktualny tensor sprężystości zależny od stanu uszkodzenia,  $E_{ijkl}(\mathbf{D})$  może zostać przedstawiony za pomocą tensora sprężystości materiału nieuszkodzonego  $\mathbf{E}^0$  oraz tensora wpływu uszkodzenia  $\mathbf{M}(\mathbf{D})$ :

$$E_{ijkl} = M_{minj}^{-1} E_{mnkl}^0 \quad (6)$$

Tensor wpływu uszkodzenia jest tensorem symetrycznym, zależnym od aktualnego stanu uszkodzenia w materiale:

$$M_{ijkl} = M_{jikl} = M_{klij} \quad (7)$$

W niniejszej pracy został wykorzystany tensor wpływu uszkodzenia zaproponowany przez Cordebois i Sidoroff [8]:

$$M_{ijkl}(\mathbf{D}) = 2 \left[ (\delta_{ik} - D_{ik}) \delta_{jl} + \delta_{ik} (\delta_{jl} - D_{jl}) \right]^{-1} \quad (8)$$

Przedstawiony model materiału sprężysto-plastycznego z uszkodzeniami i przemianą fazową jest oparty na podstawach termodynamiki procesów nieodwracalnych z wewnętrznymi zmiennymi stanu, gdzie zakłada się istnienie potencjału stanu  $\Psi$ , którym zazwyczaj jest swobodna energia Helmholtza. Dla materiału niesprężystego potencjał stanu zależy od sprężystej części odkształcenia oraz zmiennych stanu  $N_k (k = 1, 2, \dots)$ , określających aktualny stan powierzchni dyssypacji (np. rozmiar powierzchni, przesunięcie jej środka):

$$\Psi = \Psi(\epsilon_{ij}^e, N_k) \quad (9)$$

W celu zbudowania modelu matematycznego, opisującego zachowanie materiału sprężysto-plastycznego z ewolucją uszkodzeń oraz przemianą fazową, założono następujący zbiór wewnętrznych zmiennych stanu:

$$N_k = N_k(\epsilon_{ij}^p, p, D_{ij}, \xi) \quad (10)$$

gdzie odkształcenie plastyczne  $\epsilon_{ij}^p$  jest zmienną związaną z kinematycznym wzmocnieniem (ruchem powierzchni plastyczności), akumulowane odkształcenie plastyczne  $p$  jest zmienną związaną z izotropowym wzmocnieniem (rozmiarem powierzchni plastyczności),  $D_{ij}$  jest zmienną określającą anizotropowy stan uszkodzenia w materiale oraz  $\xi$  określa aktualny stan przemiany fazowej.

Akumulowane odkształcenie plastyczne wyrażone jest następująco:

$$p = \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3}} d\epsilon_{ij}^p dt \quad (11)$$

Stosując nierówność Clausiusa-Duhema dla warunków izotermicznych, otrzymujemy:

$$\Phi = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} - \rho \dot{\Psi} \geq 0 \quad (12)$$

gdzie  $\rho$  oznacza gęstość, a  $\Phi$  jest dyssypacją mechaniczną.

Różniczkując po czasie równanie (9), otrzymujemy:

$$\dot{\Psi} = \frac{\partial \Psi}{\partial \epsilon_{ij}^e} \dot{\epsilon}_{ij}^e + \frac{\partial \Psi}{\partial \epsilon_{ij}^p} \dot{\epsilon}_{ij}^p + \frac{\partial \Psi}{\partial p} \dot{p} + \frac{\partial \Psi}{\partial D_{ij}} \dot{D}_{ij} + \frac{\partial \Psi}{\partial \xi} \dot{\xi} \quad (13)$$

Następnie podstawiamy powyższe równanie do nierówności Clausiusa–Duhema:

$$\left( \sigma_{ij} - \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \epsilon_{ij}^e} \right) \dot{\epsilon}_{ij}^e + \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^p + \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^{bs} - \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \epsilon_{ij}^p} \dot{\epsilon}_{ij}^p - \rho \frac{\partial \Psi}{\partial p} \dot{p} - \rho \frac{\partial \Psi}{\partial D_{ij}} \dot{D}_{ij} - \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \xi} \dot{\xi} \geq 0 \quad (14)$$

Z równania (14) wynikają wzory na siły termodynamiczne sprzężone z odpowiednimi zmiennymi stanu:

$$\sigma_{ij} = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \varepsilon_{ij}^e} \quad (15)$$

$$X_{ij} = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \varepsilon_{ij}^p} \quad (16)$$

$$R = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial p} \quad (17)$$

$$-Y_{ij} = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial D_{ij}} \quad (18)$$

$$Z = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial \xi} \quad (19)$$

gdzie  $X_{ij}$ ,  $R$ ,  $-Y_{ij}$  i  $Z$  są siłami termodynamicznymi sprzężonymi z wewnętrznymi zmiennymi stanu, odpowiednio  $\varepsilon_{ij}^p$ ,  $p$ ,  $D_{ij}$  oraz  $\xi$ .

Ostateczna postać równań sił termodynamicznych zależy od przyjętej formy potencjału stanu. W tym przypadku potencjał stanu jest wyrażony przez energię swobodną Helmholtza w postaci [4]:

$$\Psi = \frac{1}{\rho} \left( \frac{1}{2} \varepsilon^e : \mathbf{M} : \varepsilon^e \right) + \Psi_p \quad (20)$$

gdzie  $\Psi_p$  jest plastyczną częścią potencjału stanu, która nie zależy od tensora uszkodzeń  $D_{ij}$ . Równania ewolucji odkształceń plastycznych oraz uszkodzeń wyprowadzono w oparciu o zasadę maksimum dyssypacji (aktualny stan sił termodynamicznych jest to ten, który maksymalizuje funkcję dyssypacji). Równania te wynikają z rozwiązania zagadnienia Lagrange'a minimalizacji funkcjonału:

$$\Omega = -\Phi + \lambda f^p \quad (21)$$

gdzie funkcja płynięcia  $f^p(\sigma, D)$  jest założona jako wypukła funkcja w przestrzeni swoich argumentów. W przypadku przyjęcia modelu, który nie zależy od prędkości odkształcenia (*rate-independent*), powierzchnia plastyczności typu Hubera–Misesa przybiera następującą formę:

$$f^p(\tilde{\boldsymbol{\sigma}}, \tilde{\mathbf{X}}, \tilde{R}) = J_2(\tilde{\boldsymbol{\sigma}} - \tilde{\mathbf{X}}) - \sigma_y - \tilde{R} = 0 \quad (22)$$

gdzie

$$\tilde{X}_{ij} = M_{ijkl} X_{kl}; \quad \tilde{R} = R / (1 - D_{eq}); \quad D_{eq} = \sqrt{D_{ij} D_{ij}} \quad (23)$$

są wartościami efektywnymi sił termodynamicznych związanych odpowiednio ze wzmocnieniem kinematycznym i izotropowym (por. [13]).

Warunki konieczne ekstremum przyjmują postać:

$$\frac{\partial \Omega}{\partial \sigma_{ij}} = 0, \quad \frac{\partial \Omega}{\partial Y_{ij}} = 0 \quad (24)$$

Z powyższych równań otrzymujemy:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f^p}{\partial \sigma_{ij}}, \quad \dot{D}_{ij} = \dot{\lambda} \frac{\partial f^p}{\partial Y_{ij}} \quad (25)$$

Parametr  $\lambda \geq 0$  wynika z warunku zgodności (*consistency condition*):

$$df^p = \frac{\partial f^p}{\partial \sigma_{ij}} (d\sigma_{ij} - dX_{ij}) + \frac{\partial f^p}{\partial R} dR + \frac{\partial f^p}{\partial D_{ij}} dD_{ij} + \frac{\partial f^p}{\partial \xi} d\xi = 0 \quad (26)$$

Warunki obciążania/odciążania (warunki Kuhn-Tuckera) przyjmują postać:

$$f^p \leq 0 \text{ i } \dot{f}^p \begin{cases} < 0 \wedge \dot{\lambda} = 0 & \text{proces plastycznie bierny} \\ = 0 \wedge \dot{\lambda} = 0 & \text{proces plastycznie neutralny} \\ = 0 \wedge \dot{\lambda} > 0 & \text{proces plastycznie czynny} \end{cases} \quad (27)$$

Ostatecznie dla matrycy austenitycznej podlegającej rozwojowi uszkodzeń ciągłych otrzymano uogólnione prawo ewolucji uszkodzeń anizotropowych (na skutek istnienia tekstury) [4]:

$$\dot{\mathbf{D}} = \mathbf{C} \cdot \mathbf{Y} \cdot \mathbf{C}^T \dot{p}H(p - p_D) \quad (28)$$

oraz w notacji wskaźnikowej

$$\dot{D}_{ij} = C_{ik} Y_{kl} C_{lj} \dot{p}H(p - p_D) \quad (29)$$

Należy tu zaznaczyć, iż przedstawiony opis ewolucji uszkodzeń plastycznych dla materiałów charakteryzujących się teksturą został wyprowadzony na bazie klasycznego modelu Lemaitre'a [14] i Chaboche'a [15]. Siłą napędową rozwoju uszkodzeń jest kumulowane odkształcenie plastyczne. Tensor  $\mathbf{C}$  definiuje właściwości materiału w kierunkach głównych ortotropii wywołanej teksturą. Ponadto przyjęto progową wartość odkształcenia kumulowanego  $p_D$  jako granicę, po przekroczeniu której nastąpi rozwój uszkodzeń.

Wtrącenia martenzytyczne podlegają rozwojowi uszkodzeń kruchych. Zgodnie z publikacją Litewki i Dębińskiego [16] osłabienie struktury materiału kruchego przez przyłożone obciążenie może być opisane tensorową funkcją w postaci:

$$\mathbf{D}_{(\alpha)ij} = f_1 \delta_{ij} + f_2 \sigma_{ij} \quad (30)$$

Eksperymenty przeprowadzone przez Bogucką i innych [17] pokazują, że proces rozwoju uszkodzeń rozpoczyna się od momentu przyłożenia obciążenia, zatem można przyjąć, że tensor uszkodzeń zależy bezpośrednio od przyłożonego naprężenia. Równanie (30) zawiera dwa mnożniki,  $f_1$  i  $f_2$ , które są funkcjami skalarnymi stanu naprężenia. Do sformułowania ostatecznych postaci funkcji  $f_1$  i  $f_2$  wykonano wiele testów jedno- i dwuosiowego ściskania kilku rodzajów betonu. Ostatecznie skalarnie funkcje występujące w równaniu (30) przedstawiono w postaci:

$$f_1 = B_1 s_{kl} s_{kl} (1 + P \det \sigma_{ij})^F \quad (31)$$

$$f_2 = B_2 \sqrt{\sigma_{kl} \sigma_{kl}} (1 + P \det \sigma_{ij})^F \quad (32)$$

gdzie  $s_{kl}$  jest dewiatorem naprężenia oraz  $B_1$ ,  $B_2$ ,  $P$  i  $F$  są stałymi materiałowymi, które należy zidentyfikować eksperymentalnie. Podstawiając do wzoru (30) wyrażenia (31) i (32), otrzymujemy zależność opisującą rozwój uszkodzeń kruchych w formie:

$$D_{(\alpha)ij} = B_1 s_{kl} s_{kl} (1 + P \det \sigma_{ij})^F \delta_{ij} + B_2 \sqrt{\sigma_{kl} \sigma_{kl}} (1 + P \det \sigma_{ij})^F \sigma_{ij} \quad (33)$$

Pierwsza część równania (33) przedstawia rozwój uszkodzenia izotropowego, natomiast druga określa rozwój uszkodzeń kierunkowych związanych z tensorem naprężeń.

Średnia miara stanu uszkodzenia w materiale została wyrażona przez liniową regułę mieszania:

$$D_{ij} = (1 - \xi) D_{(\gamma)ij} + \xi D_{(\alpha)ij} \quad (34)$$

Dwufazowe kontinuum podlega stowarzyszonemu prawu płynięcia:

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{\partial f^p(\tilde{\sigma}, \tilde{X}, \tilde{R})}{\partial \sigma_{ij}} d\lambda \quad (35)$$

Łącząc wzór (35) ze wzorami (22) i (23), otrzymano poniższą relację:

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{\partial f^p(\tilde{\sigma}, \tilde{X}, \tilde{R})}{\partial \tilde{\sigma}_{kl}} \frac{\partial \tilde{\sigma}_{kl}}{\partial \sigma_{ij}} d\lambda = d\lambda \frac{\frac{3}{2}(\tilde{s}_{kl} - \tilde{X}'_{kl})}{\sqrt{\frac{3}{2}(\tilde{s}_{pq} - \tilde{X}'_{pq})(\tilde{s}_{pq} - \tilde{X}'_{pq})}} M_{kij} \quad (36)$$

Jeśli kierunki główne naprężenia, odkształcenia oraz uszkodzenia pokrywają się, otrzymujemy następującą relację w postaci macierzowej:

$$[d\varepsilon_{ij}^p] = \frac{\tilde{\sigma} \tilde{X} \frac{3}{2} d\lambda}{\sqrt{\frac{3}{2}(\tilde{s}_{pq} - \tilde{X}'_{pq})(\tilde{s}_{pq} - \tilde{X}'_{pq})}} \begin{bmatrix} \frac{\tilde{s}_{11} - \tilde{X}'_{11}}{1 - D_{11}} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\tilde{s}_{22} - \tilde{X}'_{22}}{1 - D_{22}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\tilde{s}_{33} - \tilde{X}'_{33}}{1 - D_{33}} \end{bmatrix} \quad (37)$$

tak więc stan odkształcenia plastycznego w obecności uszkodzeń traci nieściślność. Prędkość kumulowanego odkształcenia plastycznego przybiera następującą postać:

$$dp = \sqrt{\frac{2}{3} d\varepsilon_{ij}^p d\varepsilon_{ij}^p} = d\lambda \sqrt{\frac{2}{3} \left( \frac{\partial f_p}{\partial \tilde{\sigma}_{kl}} M_{klij} \right) \left( \frac{\partial f_p}{\partial \tilde{\sigma}_{pq}} M_{piqj} \right)} = d\lambda \sqrt{\frac{2}{3} \frac{\partial f_p}{\partial \tilde{\sigma}_{kl}} \frac{\partial f_p}{\partial \tilde{\sigma}_{pq}} M_{klij} M_{piqj}} \quad (38)$$

Ewolucję sił termodynamicznych wzmocnienia reprezentują równania:

$$dX_{ij} = \frac{2}{3} g(\xi) d\varepsilon_{ij}^p \quad (39)$$

gdzie funkcje  $g(\xi)$  oraz  $f(\xi)$  zostały wyprowadzone w pracy Sitko i Skoczonia [3] w następującej formie:

$$g(\xi) = 2\beta(\mu_{MT} - \mu_{ta}) \quad (41)$$

$$f(\xi) = 2(1-\beta)(\mu_{MT} - \mu_{ta}) \quad (42)$$

oraz

$$\mu_{ta} = \frac{E_t}{2(1+\nu)}; \quad E_t = \frac{EC}{E+C}; \quad C = C_0(h\xi + 1) \quad (43)$$

$$\mu^* = \frac{\mu_{ta}(9k_{ta} + 8\mu_{ta})}{6(k_{ta} + 2\mu_{ta})}, \quad k_{ta} = \frac{E_t}{3(1-2\nu)}, \quad \mu_m = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (44)$$

$$2\mu_{MT} + 2\mu^* = \left[ \frac{1-\xi}{2(\mu_{ta} + \mu^*)} + \frac{\xi}{2(\mu_m + \mu^*)} \right]^{-1} \quad (45)$$

Klasyczny model przemiany fazowej  $\gamma \rightarrow \alpha'$  wywołanej odkształceniem plastycznym (obszar II, rys. 1) w temperaturach kriogenicznych, został zaproponowany przez Olsons i Cohena [18]. Autorzy zaproponowali trójparametrowy model, opisujący sigmoidalną krzywą doświadczalną, reprezentującą zależność udziału objętościowego martenzytu w funkcji odkształcenia plastycznego:

$$\xi_{\alpha'} = 1 - \exp\{-\beta[1 - \exp(-\alpha\varepsilon^p)]^n\} \quad (46)$$

Krzywa sigmoidalna ma zastosowanie w szerokim zakresie temperatur, w tym w temperaturze pokojowej. W niskich temperaturach prędkość przemiany fazowej przestaje być zależna od temperatury i może być przybliżona modelem liniowym, zaproponowanym przez Gariona i Skoczonia [2]:

$$\dot{\xi} = A(T, \sigma, \dot{\varepsilon}^p) \dot{p} H((p - p_{\xi})(\xi_L - \xi)) \quad (47)$$

gdzie  $A(\dots)$  jest funkcją temperatury, stanu naprężenia oraz prędkości odkształceń,  $p_{\xi}$  oznacza progową wartość kumulowanego odkształcenia plastycznego, natomiast  $\xi_L$  oznacza graniczną wartość wysycenia martenzytem, wreszcie  $H$  jest funkcją Heaviside'a. Siłą nośną przebu-



dowy struktury z komórki (*fcc*) na (*bcc*) jest kumulowane odkształcenie plastyczne wywołane monotonicznym lub cyklicznym obciążeniem w niskich temperaturach. Dla procesów izotermicznych oraz małych zmian naprężeń otrzymano proste prawo ewolucji w formie:

$$d\xi = Adp, \quad p \geq p_\xi, \quad \xi \leq \xi_L \quad (48)$$

### 3. Implementacja numeryczna

Opisany w pracy model konstytutywny został zaimplementowany numerycznie przy użyciu metody Newtona–Raphsona oraz schematu całkowania nie wprost (*Euler backward*). Algorytm numeryczny składa się z trzech kroków: sprężystego predyktora, korektora plastyczno-fazowego oraz uaktualnienia stanu uszkodzenia.

#### Krok 1. Sprężysty predyktor

Algorytm startuje od przyrostu  $n$ , w którym wszystkie zmienne stanu są znane. Zakłada się, że zmiana odkształcenia w następnym przyroście,  $n + 1$ , jest w całości sprężysta, otrzymując w ten sposób naprężenie próbne (*trial stress*):

$$\sigma_{ij}^{\text{trial}} = \sigma_{ij}^{\text{old}} + E_{ijkl}^{\text{old}} \Delta \varepsilon_{kl} = \sigma_{ij}^{\text{old}} + E_{ijkl}^{\text{old}} (\varepsilon_{kl}^{\text{new}} - \varepsilon_{kl}^{\text{old}}) \quad (49)$$

gdzie  $\Delta \varepsilon_{kl}$  jest całkowitym, znanym przyrostem odkształcenia w danym inkreencie. Następnie sprawdzane jest kryterium plastyczności, równanie (22). Jeśli  $f^{p,\text{trial}}(\boldsymbol{\sigma}^{\text{trial}}, \mathbf{X}^{\text{old}}, R^{\text{old}}, \mathbf{D}^{\text{old}}, \xi^{\text{old}}) \leq 0$ , to założenie sprężystego przyrostu jest spełnione, a naprężenie próbne jest naprężeniem na końcu kroku  $n + 1$ ,  $\sigma_{ij}^{\text{new}} = \sigma_{ij}^{\text{trial}}$ ,  $\varepsilon_{ij}^{p,\text{new}} = \varepsilon_{ij}^{p,\text{old}}$ ,  $\varepsilon_{ij}^{bs,\text{new}} = \varepsilon_{ij}^{bs,\text{old}}$ ,  $D_{(\gamma)ij}^{\text{new}} = D_{(\gamma)ij}^{\text{old}}$ . Obliczany jest przyrost uszkodzeń kruchych z równania  $D_{(\alpha)ij}^{\text{new}} = f_1 \delta_{ij} + f_2 \sigma_{ij}^{\text{trial}}$ , a na końcu zostaje uaktualniony tensor efektu uszkodzeń oraz tensor sztywności sprężystej. Jeśli natomiast  $f^{p,\text{trial}}(\boldsymbol{\sigma}^{\text{trial}}, \mathbf{X}^{\text{old}}, R^{\text{old}}, \mathbf{D}^{\text{old}}, \xi^{\text{old}}) > 0$ , to następuje plastyczno-fazowy korektor.

#### Krok 2. Plastyczno-fazowy korektor

Procedura korektora przeprowadzana jest przy założeniu, że stan uszkodzenia jest zamrożony.

Spełnienie nierówności:  $f^{p,\text{trial}}(\boldsymbol{\sigma}^{\text{trial}}, \mathbf{X}^{\text{old}}, R^{\text{old}}, \mathbf{D}^{\text{old}}, \xi^{\text{old}}) > 0$  oznacza, że *trial stress* leży poza powierzchnią plastyczności. Zatem przyłożone odkształcenie  $\Delta \varepsilon_{kl}$  przynajmniej w części jest plastyczne. Naprężenie powrotu  $\boldsymbol{\sigma}^r$  (*return stress*) sprowadza stan naprężenia na bieżącą powierzchnię plastyczności:

$$\sigma_{ij}^r = E_{ijkl}^{\text{old}} \Delta \varepsilon_{kl}^I = E_{ijkl}^{\text{old}} (\Delta \varepsilon_{kl}^p + \Delta \varepsilon_{kl}^{bs}) \quad (50)$$

W celu określenia naprężenia powrotu całkowane jest prawo płynięcia plastycznego (35):

$$\Delta \varepsilon_{ij}^p = \int_{\lambda^{(1)}}^{\lambda^{(2)}} \frac{\partial f^p}{\partial \sigma_{ij}} d\lambda \quad (51)$$

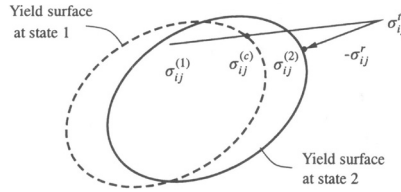
gdzie  $\lambda^{(2)} = \lambda^{(1)} + \Delta\lambda$  i  $\lambda^{(1)} = \lambda^{(c)}$ , a  $c$  oznacza punkt kontaktu („przebiecia” powierzchni plastyczności przez wektor naprężenia próbne, patrz rys. 2). Wartość  $\partial f^{p,n} / \partial \sigma_{ij}$  znana jest tylko w punkcie kontaktu ze „starą” powierzchnią plastyczności, więc problem rozwiązywany jest w przybliżeniu:

$$\Delta \varepsilon_{ij}^p = \int_{\lambda^c}^{\lambda^{(2)}} \frac{\partial f^p}{\partial \sigma_{ij}} d\lambda \approx \left( \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \right)^{(2)} \Delta \lambda \quad (52)$$

oraz

$$\Delta \xi = A \Delta p H(p^{\text{new}} - p_\xi)(\xi_L - \xi^{\text{new}}) = A \sqrt{\frac{2}{3}} \Delta \varepsilon_{ij}^p \Delta \varepsilon_{ij}^p H(p^{\text{new}} - p_\xi)(\xi_L - \xi^{\text{new}}) \quad (53)$$

Korzystamy więc ze schematu nie wprost *fully implicit* (*backward Euler*), który jest zawsze stabilny i nie zależy od punktu kontaktu, nie musimy zatem wiedzieć, jaka część odkształcenia jest sprężysta, a jaka plastyczna.



Rys. 2. Ilustracja metody return

Fig. 2. The sketch of return method

Wartości sił termodynamicznych na końcu kroku określone są następująco:

$$\sigma_{ij}^{\text{new}} = \sigma_{ij}^{\text{trial}} - E_{ijkl}^{\text{old}} \left[ \left( \frac{\partial f^p}{\partial \sigma_{kl}} \right)^{\text{new}} (\Delta \lambda + \Delta \xi \varepsilon_{kl}^{bs}) \right] \quad (54)$$

$$X_{ij}^{\text{new}} = X_{ij}^{\text{old}} + \frac{2}{3} g(\xi^{\text{new}}) \left( \frac{\partial f^p}{\partial \sigma_{ij}} \right)^{\text{new}} \Delta \lambda \quad (55)$$

$$R^{\text{new}} = R^{\text{old}} + f(\xi^{\text{new}}) \Delta p \quad (56)$$

Nowy stan w przyroście  $n + 1$  musi spełnić warunki:

$$f^p(\sigma^{\text{new}}, \mathbf{X}^{\text{new}}, R^{\text{new}}, \mathbf{D}^{\text{old}}, \xi^{\text{new}}) = 0 \quad (57)$$

Następnie definiujemy wektor residuów  $\mathbf{R} = [\mathbf{R}_\sigma, \mathbf{R}_X, R_R, R_f]$  z następującymi składowymi:

$$R_{(\sigma)ij} = \sigma_{ij} - \sigma_{ij}^{\text{trial}} + E_{ijkl}^{\text{old}} \left[ \left( \frac{\partial f^p}{\partial \sigma_{kl}} \right)^{\text{new}} \Delta \lambda + \Delta \xi \varepsilon_{kl}^{bs} \right] \quad (58)$$

$$R_{(X)ij} = X_{ij} - X_{ij}^{\text{old}} - \frac{2}{3} g(\xi^{\text{new}}) \left( \frac{\partial f^p}{\partial \sigma_{ij}} \right)^{\text{new}} \Delta \lambda \quad (59)$$

$$R_{(R)} = R - R^{\text{old}} - f(\xi^{\text{new}}) \Delta p \quad (60)$$

$$R_f = f^p \quad (61)$$

oraz wektor niewiadomych,  $\mathbf{U} = [\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{X}, R, \Delta \lambda]^T$ . Spełnienie warunku  $\mathbf{R}(\mathbf{U}) = \mathbf{0}$  określa rozwiązanie. Jeśli rozwinieśmy ten warunek w szereg Taylora, otrzymamy następujące rozwiązanie dla wektora  $\mathbf{U}$ :

$$\mathbf{U}^{n+1} = \mathbf{U}^n - \left[ \left( \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial \mathbf{U}} \right)^n \right]^{-1} \mathbf{R}^n \quad (62)$$

Procedura kolejnych przybliżeń rozwiązania jest zatrzymana w momencie osiągnięcia dokładności określonej przez użytkownika.

Po każdej iteracji wszystkie zmienne stanu oraz siły termodynamiczne są uaktualniane zgodnie z algorytmem przedstawionym w tabeli 1.

Macierz Jacobianu przyjmuje postać:

$$\left[ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial \mathbf{U}} \right] = \begin{bmatrix} \frac{\partial \mathbf{R}_\sigma}{\partial \tilde{\mathbf{A}}} & \frac{\partial \mathbf{R}_\sigma}{\partial \mathbf{X}} & \frac{\partial \mathbf{R}_\sigma}{\partial R} & \frac{\partial \mathbf{R}_\sigma}{\partial \Delta \lambda} \\ \frac{\partial \mathbf{R}_X}{\partial \tilde{\mathbf{A}}} & \frac{\partial \mathbf{R}_X}{\partial \mathbf{X}} & \frac{\partial \mathbf{R}_X}{\partial R} & \frac{\partial \mathbf{R}_X}{\partial \Delta \lambda} \\ \frac{\partial R_R}{\partial \tilde{\mathbf{A}}} & \frac{\partial R_R}{\partial \mathbf{X}} & \frac{\partial R_R}{\partial R} & \frac{\partial R_R}{\partial \Delta \lambda} \\ \frac{\partial R_f}{\partial \tilde{\mathbf{A}}} & \frac{\partial R_f}{\partial \mathbf{X}} & \frac{\partial R_f}{\partial R} & \frac{\partial R_f}{\partial \Delta \lambda} \end{bmatrix} \quad (63)$$

a składowe wektora niewiadomych na końcu kroku liczone są następująco:

$$\Delta \varepsilon_{ij}^p = \frac{\partial f^p(\boldsymbol{\sigma}^{\text{new}}, \mathbf{X}^{\text{new}}, R^{\text{new}}, \mathbf{D}^{\text{old}}, \xi^{\text{new}})}{\partial \sigma_{ij}} \Delta \lambda^{\text{new}} \quad (64)$$

$$\varepsilon_{ij}^{p,\text{new}} = \varepsilon_{ij}^{p,\text{old}} + \Delta \varepsilon_{ij}^p \quad (65)$$

$$\Delta p = \sqrt{\frac{2}{3} \Delta \varepsilon_{ij}^p \Delta \varepsilon_{ij}^p} \quad (66)$$

$$p^{\text{new}} = p^{\text{old}} + \Delta p \quad (67)$$

$$\Delta \xi = A \Delta p H(p^{\text{new}} - p_\xi)(\xi_L - \xi^{\text{new}}) = A \sqrt{\frac{2}{3} \Delta \varepsilon_{ij}^p \Delta \varepsilon_{ij}^p} H(p^{\text{new}} - p_\xi)(\xi_L - \xi^{\text{new}}) \quad (68)$$

$$\xi^{\text{new}} = \xi^{\text{old}} + \Delta\xi \quad (69)$$

Tabela 1

### Algorytm korektora

<p>1. Inicjowanie zmiennych</p> $\mathbf{U}_{n+1}^{(0)} = \mathbf{U}_n$ $\mathbf{U}^{\text{new}(0)} = \mathbf{U}^{\text{old}}$ <p>2. Iteracje</p> <p>DO UNTIL <math>\ \mathbf{R}(\mathbf{U}^{(k)})\  &lt; \text{TOL}</math></p> $k \leftarrow k + 1$ <p>2.1. Iterowanie <math>\mathbf{U}^{(k+1)}</math></p> $\mathbf{U}^{(k+1)} = \mathbf{U}^{(k)} - \left[ \frac{\partial \mathbf{R}^{(k)}}{\partial \mathbf{U}} \right]^{-1} \mathbf{R}(\mathbf{U}^{(k)})$ <p>2.2. Uaktualnienie wektora zmiennych <math>\mathbf{U}</math></p> $\mathbf{U}_{n+1}^{\text{new}} = \mathbf{U}^{(k+1)}$
---

### Krok 3. Uaktualnienie stanu uszkodzenia

Uaktualnienie stanu uszkodzenia odbywa się zgodnie z przedstawioną poniżej procedurą:

$$\Delta D_{(\gamma)ij} = C_{ik} (\epsilon^{p,\text{new}})^{Y_{kl}^{\text{old}}} C_{ij} (\epsilon^{p,\text{new}}) \Delta p H (p^{\text{new}} - p_D) \quad (70)$$

$$D_{(\gamma)ij}^{\text{new}} = D_{(\gamma)ij}^{\text{old}} + \Delta D_{(\gamma)ij} \quad (71)$$

$$D_{(\alpha)ij}^{\text{new}} = B_1 s_{kl}^{\text{new}} s_{kl}^{\text{new}} (1 + P \det \sigma_{ij}^{\text{new}})^F \delta_{ij} + B_2 \sqrt{\sigma_{kl}^{\text{new}} \sigma_{kl}^{\text{new}}} (1 + P \det \sigma_{ij}^{\text{new}})^F \sigma_{ij}^{\text{new}} \quad (72)$$

$$D_{ij}^{\text{new}} = (1 - \xi^{\text{new}}) D_{(\gamma)ij}^{\text{new}} + \xi^{\text{new}} D_{(\alpha)ij}^{\text{new}} \quad (73)$$

### 4. Wyniki numeryczne

Dane materiałowe potrzebne do rozwiązania problemu oraz krzywa  $\sigma - \epsilon$  zostały zaczerpnięte z dostępnych prac: Egner i Skoczeń [4] oraz Sitko [19]. Szczegółowy opis sposobu identyfikacji parametrów modelu został zawarty w pracy Egner i Skoczeń [4]. Z powodu braku danych koniecznych do wyliczenia mnożników  $f_1$  oraz  $f_2$  (patrz wzory 31 i 32) stałe  $B_1$  oraz  $B_2$  zostały dobrane tak, aby symulacja numeryczna jak najlepiej odzwierciedlała wyniki badań eksperymentalnych. Wszystkie dane zostały przedstawione w tabeli 2.

Tabela 2

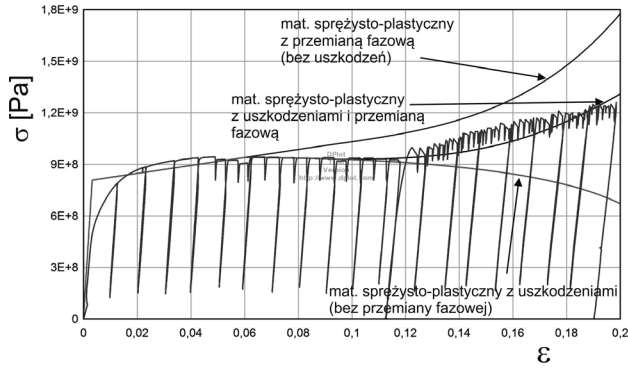
## Dane materiałowe dla stali 316L w temperaturze 4,2 K

Początkowy moduł Younga [GPa]	247,266
Współczynnik Poissona	0,3
Granica plastyczności [MPa]	808
$\beta$	0,9
$h$	100
$\Delta V$	0,05
$p_d$	0,056
$p_\xi$	0,0886
$\xi_L$	0,9
$A$	5,2872
$B_1$ [Pa]	$1,0e^{-20}$
$B_2$ [Pa]	$1,0e^{-20}$
$C^0$ [Pa]	$1,2452e^{-3}$
$C^1$ [Pa]	0,013658
Moduł plastyczny [GPa]	1,2

Opierając się na dostępnym opisie konstytutywnym oraz przyjętych danych materiałowych, otrzymano satysfakcjonujące wyniki w formie wykresu naprężenie-odkształcenie (rys. 3).

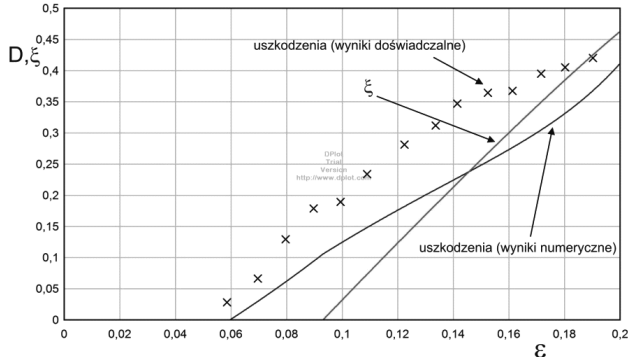
Z wykresów widać, że model zawiera sprzężenie między trzema zjawiskami dyssypatywnymi: plastycznym płynięciem, przemianą fazową oraz ewolucją uszkodzeń. Do momentu osiągnięcia progowej wartości kumulowanego odkształcenia  $p_d$  obserwujemy materiał sprężysto-plastyczny ze wzmocnieniem liniowym. Następnie pojawiają się uszkodzenia ciągłe austenitu osłabiają materiał. Zamodelowana interakcja pomiędzy rozwojem uszkodzeń ciągłych a przemianą fazową powoduje, że w momencie pojawienia się inkluzji martenzytu (przekroczenia progowej wartości kumulowanego odkształcenia  $p_\xi$ ) następuje osłabienie prędkości rozwoju uszkodzeń oraz nieliniowe wzmocnienie materiału. Oddziaływanie między uszkodzeniami a zawartością fazy martenzytycznej możemy dokładniej zaobserwować na rys. 4. Bieżący stan uszkodzenia obliczany jest z relacji  $D = 1 - E/E_0$ , gdzie  $E$  jest aktualnym modułem odciążania, zmierzonym eksperymentalnie, natomiast  $E_0$  jest modułem początkowym (por. Egner i Skoczeń [4]).

Należy zaznaczyć, że efekt spowolnienia rozwoju uszkodzeń w materiale spowodowany jest głównie tym, że w modelu założono, że pojawiająca się krucha faza martenzytu nie „dziedziczy” uszkodzeń ciągłych z pierwotnej fazy austenitycznej, a stan uszkodzenia w fazie kruchej zależy tylko od bieżącego stanu naprężenia. Takie podejście nie jest wystarczające do dokładnego opisu rozwoju uszkodzeń w materiale, stąd istnieje rozbieżność między wykresem eksperymentalnym rozwoju uszkodzeń a otrzymanym z obliczeń numerycznych (rys. 4).



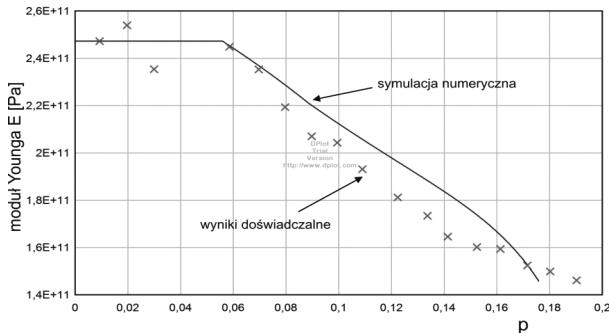
Rys. 3. Krzywa  $\sigma - \epsilon$  dla jednoosiowego rozciągania stali 316L w temperaturze 4,2 K

Fig. 3. Stress-strain curve for uniaxial tension of stainless steel 316L at 4.2 K



Rys. 4. Evolucja uszkodzeń: porównanie wyników eksperymentu i symulacji numerycznej dla stali 316L w temperaturze 4,2 K

Fig. 4. Damage evolution: comparison between experimental and numerical results obtained for steel 316L at 4.2 K



Rys. 5. Spadek modułu Younga spowodowany rozwojem uszkodzeń (stal 316L poddana rozciąganiu w temperaturze 4,2 K)

Fig. 5. Decrease of Young modulus caused by damage evolution (stainless steel 316L subjected to tension at 4.2 K)

Mierzalną miarą mięknięcia materiału jest spadek modułu Younga. Z uwagi na uproszczony model uszkodzeń w materiale otrzymany z numerycznej symulacji wykres spadku modułu Younga także nieco odbiega od wyników doświadczalnych (rys. 5).

Rozbieżności pomiędzy wynikami numerycznymi i doświadczalnymi mogą zostać zlikwidowane przez wzbogacenie opisu rozwoju uszkodzeń. Jednak bardziej złożony model wymaga dodatkowych parametrów, których identyfikacja doświadczalna na obecnym etapie rozwoju technik eksperymentalnych jest bardzo trudna i kosztowna.

## 5. Uwagi końcowe

Zaprezentowany opis konstytutywny dotyczy materiału podlegającego trzem zjawiskom dyssypatywnym: plastycznemu płynięciu, przemianie fazowej austenitu w martenzyt, której siłą napędową jest odkształcenie plastyczne, oraz ewolucji uszkodzeń, czego wynikiem jest spadek modułu Younga.

Taki model materiału jest właściwy w przypadku stali austenitycznych pracujących pod obciążeniem w temperaturach kriogenicznych. Klasyczny izotropowy model rozwoju uszkodzeń ciągłych (model Chaboche–Lemaitre) został uogólniony do postaci anizotropowej, wynikającej z istnienia tekstury w materiale, następnie rozbudowany o model ewolucji uszkodzeń kruchych w martenzycie i sprzężenie rozwoju uszkodzeń z przemianą fazową, a w końcu zaprogramowany numerycznie i wykorzystany do symulacji próby jednoosiowego rozciągania. Otrzymane wyniki numeryczne są zgodne z wynikami prób eksperymentalnych. Pełna weryfikacja poprawności modelu wymaga przeprowadzenia testów eksperymentalnych stali poddanej obciążeniom złożonym w temperaturze kriogenicznej. W chwili obecnej wyniki takich testów nie zostały opublikowane.

W pracy zamodelowano spadek prędkości uszkodzeń z powodu pojawiającego się martenzytu. Na obecnym etapie brak jest mechanizmów wzmocnienia powierzchni uszkodzeń. Jednak z drugiej strony, przyjęty opis jest wygodny z uwagi na małą liczbę i łatwość identyfikacji stałych materiałowych potrzebnych do obliczeń modelu.

Otrzymane wyniki obliczeń numerycznych są zadowalające, a zbudowany algorytm w łatwy sposób może zostać zaimplementowany w dowolnym programie MES.

*Praca została wykonana w ramach grantu PB N N501 228440 finansowanego przez Ministerstwo Nauki i Szkolnictwa Wyższego.*

## Literatura

- [1] Skoczeń B., Bielski J., Sgobba S., Marcinek D., *Constitutive model of discontinuous plastic flow at cryogenic temperatures*, International Journal of Plasticity, 26, 2010, 1659-1679.
- [2] Garion C., Skoczeń B., *Modeling of plastic strain induced martensitic transformation for cryogenic applications*, Journ. of Applied Mechanics 69, 6, 2002, 755-762.

- [3] Sitko M., Skoczeń B., *Effect of  $\gamma \rightarrow \alpha'$  phase transformation on plastic adaptation to cyclic loads at cryogenic temperatures*, International Journal of Solids and Structures, 49, 2012, 613-634.
- [4] Egnér H., Skoczeń B., *Ductile damage development in two-phase metallic materials applied at cryogenic temperatures*, International Journal of Plasticity, 26, 4, 2010, 488-506.
- [5] Obst, B., Nyilas, A., *Experimental evidence on the dislocation mechanism of serrated yielding in f.c.c. metals and alloys at low temperatures*, Materials Science and Engineering, A137, 1991, 141-150.
- [6] Lemaitre J., *Evaluation of dissipation and damage in metals*, Proc. I.C.M. Kyoto, Vol. 1, 1971.
- [7] Simo J.C., Ju J.W., *Strain- and stress-based continuum damage models; I-Formulation, II-Computational aspects*, International Journal of Solids and Structures, 23, 1987, 821-869.
- [8] Cordebois J.P., Sidoroff F., *Damage induced elastic anisotropy*, Coll. Euromech 115, Villard de Lans także w: Mechanical Behavior of Anisotropic Solids, ed. Boehler J.P., Martinus Nijhoff, Boston, 1983, 1979, 761-774.
- [9] Sidoroff F. *Description of anisotropic damage application to elasticity*, [w:] IUTAM Coll. on Physical Nonlinearities in Structural Analysis, Springer, Berlin 1981, 237-244.
- [10] Chow CL., Lu T.J., *An analytical and experimental study of mixed-mode ductile fracture under nonproportional loading*, Int. J. Damage Mech., 1, 1992, 191-236.
- [11] Murakami S., Ohno N., *A continuum theory of creep and creep damage*, in: Ponter, A.R.S., Hayhurst D.R. (Eds), Creep in Structures, 3<sup>rd</sup> IUTAM Symposium on Creep in Structures, Springer, Berlin 1980, 422-444.
- [12] Skrzypek J., *Podstawy Mechaniki Uszkodzeń*, Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, Kraków 2006.
- [13] Abu Al-Rub R.K., Voyiadjis G.Z., *On the coupling of anisotropic damage and plasticity models for ductile materials*, International Journal of Solids and Structures, 40, 2003, 2611-2643.
- [14] Lemaitre J., *A Course on Damage Mechanics*, Springer-Verlag, Berlin 1992.
- [15] Chaboche J.L., *Continuum Damage Mechanics: Part II – Damage Growth, Crack Initiation and Crack Growth*, Jour. Applied Mechanics, 55, 1988, 64-72.
- [16] Litewka A., Dębiński J., *Load-induced oriented damage and anisotropy of rock-like materials*, International Journal of Plasticity 19, 2003, 2171-2191.
- [17] Bogucka J., Dębiński J., Litewka A., Mesquita A.B., *Experimental verification of mathematical model for oriented damage of concrete*, Mechanica Experimental, 3, 1998, 11-18.
- [18] Olson G.B., Cohen M., *Kinetics of strain-induced martensitic nucleation*, Metallurgical Transactions, 6A, 1975, 791-795.
- [19] Sitko M., *Constitutive Modelling of Functionally Graded Materials for Low Temperature Structural Applications*, praca doktorska, 2011.



MAREK HEBDA, ADRIAN ŁOPATA\*

## GRAFEN – MATERIAŁ PRZYSZŁOŚCI

---

## GRAPHENE – MATERIAL OF THE FUTURE

---

### Streszczenie

Artykuł zawiera przegląd literatury dotyczący wyników badań, jakie prowadzone są na nowo odkrytym materiale grafenie. Przedstawione zostały najpopularniejsze metody jego otrzymywania. Ponadto zaprezentowano i omówiono poznane do tej pory właściwości oraz potencjalne obszary jego zastosowania (wraz z praktycznymi przykładami wykorzystania). Zaprezentowano również najważniejsze kierunki dalszych badań oraz możliwości jego wpływu na przyszłość techniki.

*Słowa kluczowe: grafen, dwuwymiarowa struktura atomów, elektronika, najbardziej wytrzymały materiał, nadprzewodnik*

### Abstract

This article contains a literature review of research results which are conducted on newly discovered material graphene. Article presents most popular method of its production. Moreover, were presented and discussed so far known properties and areas of application (with practical examples of application). This article presents also the main directions of further research and its possible influence on the future of technology.

*Keywords: graphene, two-dimensional material, electronics, the most durable material, superconductor*

---

\* Dr inż. Marek Hebda, mgr inż. Adrian Łopata, Instytut Inżynierii Materiałowej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Krakowska.

## 1. Wstęp

Grafen jest jedną z alotropowych form węgla. Jednak najbardziej znaną i zarazem najszerszej stosowaną odmianą węgla jest grafit. Dzięki swoim właściwościom (m.in. jest dobrym przewodnikiem prądu elektrycznego i ciepła oraz odporności na wysoką temperaturę) znalazł szerokie spektrum zastosowań m.in. do wytwarzania tygli ogniotrwałych, elektrod, zbrojenia materiałów kompozytowych czy też jako jedna z najpowszechniejszych form, tzn. grafit do ołówków [1, 2]. Drugą najbardziej popularną formą węgla jest diament. Jednak ze względu na jego wysoką cenę kojarzony jest głównie z wykorzystaniem do wyrobów jubilerskich. Mimo to dzięki swoim właściwościom (jest on najtwardszym materiałem występującym w przyrodzie, ma dobrą przewodność cieplną, jest izolatorem elektrycznym, jest trudno topliwy i odporny na działanie kwasów i zasad) znalazł on również zastosowanie w produkcji materiałów ściernych, narzędzi tnących i skrawających (m.in. noże do cięcia szkła, pasty polerskie), past termoprzewodzących oraz wyrobu węglbników twardościomierzy i igieł fonograficznych [3, 4]. Jak się niedawno okazało [5], na podstawie przeprowadzonych symulacji komputerowych istnieje podejrzenie, że inna alotropowa forma węgla, tzn. lonsdaleit, może być nawet twardsza od diamentu. Naukowcy nie są jednak w stanie obecnie potwierdzić tego przypuszczenia, ponieważ lonsdaleit występuje tylko w śladowych ilościach na meteorytach, przez co jest on najmniej rozpowszechnioną alotropową odmianą węgla. W latach 80. poprzedniego wieku świat dowiedział się o kolejnej alotropowej formie węgla – fulerenie. Do tej pory poszukuje się kolejnych wydajnych metod wytwarzania fulerenów oraz optymalizuje ich zastosowanie. Podawana przy nazwie fulerenu liczba, wynosząca najczęściej 60, 540 czy 70 oznacza liczbę atomów węgla, z których się składa. Fulereeny tworzą zamkniętą, pustą w środku bryłę [6–8]. Całkiem odmienny kształt – walców pustych w środku – ma natomiast kolejna alotropowa odmiana węgla – nanorurki. Sądzi się, że dzięki ich doskonałym właściwościom wytrzymałościowym w przyszłości mogą one znaleźć bardzo szerokie zastosowanie, praktycznie w każdej dziedzinie. Jednak prace nad sposobami ich wytwarzania oraz potencjalnym zastosowaniem ciągle trwają [9].

Pierwszą osobą, która opisała grafen był Hanns-Peter Boehm. W 1962 roku scharakteryzował go jako jednowymiarową strukturę węgla zaobserwowaną za pomocą dyfrakcji promieniami X, podczas prowadzonych badań nad alotropowymi odmianami węgla (obserwując drobne cząstki grafitu) [10]. Obecnie wiadomo, że grafen zbudowany jest z pojedynczej warstwy atomów węgla, które tworzą połączone pierścienie sześciocłonowe. Długość wiązań pomiędzy atomami węgla wynosi około 0,0142 nm [11–14]. Po raz pierwszy udało się go wyizolować dopiero w 2004 r. grupie brytyjsko-rosyjskich naukowców: Andre Geim oraz Konstantin Novoselov. W 2010 r. otrzymali oni Nagrodę Nobla w dziedzinie fizyki za badania nad tym materiałem.

### 1.1. Historia i sposób odkrycia metody pozyskiwania grafenu

Odkrycie sposobu otrzymania grafenu – jak mówią sami naukowcy – było w dużej mierze dziełem przypadku. Konstantin Novoselov pracował wówczas z Andre Geim na uniwersytecie w Manchesterze, w wolnych chwilach przeprowadzał różnego rodzaju eksperymenty i doświadczenia, które w większości kończyły się niepowodzeniem. Uczony przyklejał

taśmę samoprzylepną do bloczka grafitu odrywał i obserwował pod mikroskopem to co się do niej przykleiło. Jeśli warstwa grafitu była zbyt gruba lub wyniki nie były zadowalające, do taśmy – na której naniesiony był grafit – przyklejał kolejną taśmę i odrywał. Operację tę powtarzał kilkakrotnie, aż do uzyskania pojedynczej cząstki grafenu o wielkości nieprzekraczającej dwóch tysięcznych milimetra kwadratowego. Naukowiec miał dużo szczęścia, że udało mu się zaobserwować grafen, gdyż pojedyncza warstwa grafenu jest przezroczysta [12–15].

## 2. Właściwości grafenu

Po przeprowadzeniu badań okazało się, że grafen ma niespotykane właściwości. Pomimo tego, że zbudowany jest z pojedynczej warstwy atomów węgla, które tworzą połączenia sześciocząłkowe, jest niezwykle twardy i wytrzymały. Jest ponad dwustukrotnie wytrzymałszy niż stal o tej samej grubości i do tego niezwykle elastyczny. Można go bez przeszkód rozciągać nawet o 20%. Przeprowadzone w 2009 r. badania określają granicę sprężystości w zakresie 1 TPa, a moduł Younga 0,5 TPa.

Ma również wyjątkowe właściwości jako przewodnik ciepła. Pomiary przewodności cieplnej wynosiły od  $4840 \pm 440$  do  $5300 \pm 480$  W/mK, czyli ponad dwukrotnie więcej niż dla diamentu (którego przewodność cieplna wynosi od 900 do 2320 W/mK).

Grafen ma również niewielką rezystywność, która wynosi  $10^{-8} \Omega \times m$ . Wystarczy jednak prosta obróbka chemiczna, taka jak metoda dołączania atomów wodoru, aby z idealnego przewodnika stał się prawie idealnym izolatorem (tzw. grafan). Co więcej, można osiągnąć również wszystkie stadia pośrednie przewodzenia prądu.

Pomimo że jest niemal całkowicie przezroczysty (pochłania tylko 2,3% światła), to przez jego pojedynczą warstwę nie przechodzą nawet atomy helu. Prędkość poruszających się w grafenie elektronów wynosi 1/300 prędkości światła. Te właściwości grafenu pozwalają wykorzystać ten materiał w bardzo wielu dziedzinach, takich jak przemysł elektroniczny, energetyczny, a nawet w medycynie [11–13, 16–18].

## 3. Rozpowszechnienie badań nad sposobami uzyskiwania grafenu

Odkrycie grafenu otworzyło przed nauką jak i przed całym przemysłem wiele nowych możliwości. Jedynym mankamentem było to, iż metoda pozyskiwania tego materiału opracowana przez Andre Geima oraz Konstantin Novoselova w żaden sposób nie nadawała się do zastosowania w warunkach przemysłowych, ponieważ otrzymywane cząsteczki były za małe, aby zastosować je w urządzeniach. Naukowcy postanowili udostępnić informacje dotyczące odizolowania cząstek grafenu innym konkurencyjnym zespołom badaczy, aby w ten sposób przyspieszyć poszukiwania najlepszej metody otrzymywania tego materiału.

Od tego momentu powstało kilkanaście metod otrzymywania cząstek grafenu. Podobną metodę, jaką posługiwali się Andre Geim oraz Konstantin Novoselov, wykorzystał Yuanbo Zhang z Columbia University. Stworzył on ołówek o mikroskopijnych rozmiarach, który podczas pisania na specjalnie przygotowanym podłożu zostawiał warstwę, na której znajdowała się mieszanka grafitu i grafenu. Niestety metoda ta również nie pozwalała na uzyskanie wysokiej jakości próbek [15, 19].

Inną metodą otrzymywania grafenu jest wzrost epitaksjalny. Metoda ta opracowana została w 1957 r. do uzyskania np. węgla krzemu. Jednak początkowo tylko częściowo spełniła ona oczekiwania naukowców z Brookhaven Institute stosujących ją do wytwarzania grafenu, gdyż próbki miały różną grubość warstw, co wpływało na zmienne właściwości wytworzonego materiału. Proces prowadzono w wysokiej temperaturze. Na początku w celu zaabsorbowania przez podłoże atomów węgla próbkę podgrzewano do 1150 °C. Następnie całość studzono do 850 °C, co powodowało, że duże ilości węgla narastały na powierzchni podłoża. Ponieważ narastająca pierwsza warstwa grafenu mocno oddziaływała z podłożem rutenowym zmieniało to właściwości uzyskiwanej powłoki. Jednak kolejna warstwa uzyskała już typową odrębność, a oddziaływania elektronowe z poprzednią warstwą były znacznie słabsze. Węgiel formował jednowarstwowe soczewkowe płatki o szerokości 100 μm, które pokrywały całą powierzchnię podłoża rutenowego [15, 19–21].

Od 2007 roku intensywne badania nad otrzymaniem grafenu z zastosowaniem zmodyfikowanej technologii epitaksji z fazy gazowej prowadzone były w Instytucie Technologii Materiałów Elektronicznych w Warszawie. Stwierdzono, że najistotniejszym czynnikiem decydującym o możliwości otrzymania grafenu wysokiej czystości i dużym stopniu uporządkowania strukturalnego (nadającego się m.in. do jego aplikacji w tranzystorach wysokich częstotliwości) było opracowanie warunków przepływu argonu nad płytką z węgla krzemu. Należało zatrzymać parowanie krzemu z płytki, równocześnie umożliwiając osiadanie atomów węgla z rozkładającego się pod wpływem temperatury propanu. W 2010 r. rozwiązanie to zostało opatentowane.

W roku 2009 naukowcy z Tsinghua University opracowali wydajną i tanią metodę pozwalającą uzyskiwać duże ilości węglowych płaszczyzn o grubości pojedynczych atomów. Grafit zanurzano w kwasie siarkowym, dzięki czemu jego struktura ulegała rozluźnieniu. W „szczeliny” powstałe pomiędzy poszczególnymi warstwami wnikały cząsteczki kwasu. W celu zwiększenia efektywności procesu, układ podgrzewano do temperatury powyżej 1100 °C, w której następuje degradacja kwasu siarkowego. Silnie rozluźnioną strukturę grafenu poddawano wpływowi ultradźwięków i wirowaniu przy wysokich obrotach. Nadtrawiony grafit rozpadał się na płaszczyzny o grubości jednego atomu. W ten sposób otrzymywany grafen był bardzo wysokiej jakości. Jego wielkość zależała jedynie od wielkości podłoża, na którym narastał [15, 19, 22, 23].

Opracowano również eksperymentalną metodę uzyskiwania grafenu z nanorurek, które zanurzano w roztworze aktywnego nadmanganianu potasu i kwasu siarkowego, a następnie rozcinano. Inną odmianą tej metody jest wykonanie akwaforty nanorurki, częściowo osadzonej w polimerowej powłoce, za pomocą plazmy [15, 16, 19].

Narayan Hosmane wraz z współpracownikami z Northern Illinois University odkryli bardzo prosty sposób wytwarzania dużych płatów grafenu poprzez spalanie magnezu w suchym lodzie. Zespół naukowców wykazał, że podczas eksperymentu powstała „nonopłachta” składająca się z kilku warstw grafenu o grubości 10 atomów. Materiał został scharakteryzowany i potwierdzony za pomocą spektroskopii, rentgenowskiej dyfrakcji proszkowej oraz transmisyjnej mikroskopii elektronowej [24].

W 2010 roku naukowcy z Instytutu Chemii Fizycznej PAN w Warszawie poinformowali o możliwości otrzymywania dużych ilości grafenu do zastosowań przemysłowych. W metodzie tej najpierw utleniało grafit w celu otrzymania proszku grafitu. Następnie wysy-

pywano go do wody, a powstały koloid umieszczano w płucce ultradźwiękowej, gdzie następowało rozdzielanie utlenionych płaszczyzn grafenu. W celu usunięcia tlenu z płatków tlenku grafenu mieszano go z tetratiafulwalenem (TTF) i ponownie poddawano działaniu ultradźwięków. Po osuszeniu i usunięciu TTF otrzymywano grafen (który można zastosować np. do czujników elektrochemicznych lub spektroskopów).

Istnieją również chemiczne metody pozyskiwania grafenu. Jedną z nich bazuje na umieszczeniu papieru tlenkowo-grafitowego w roztworze czystej hydrazyny. Papier redukowany jest do pojedynczej warstwy grafenu. Otrzymany w ten sposób materiał charakteryzuje się lepszym przewodnictwem elektrycznym (o trzy rzędy wielkości) od grafenu wyprodukowanego innymi metodami. Obróbka hydrazyną poprawia również spistość powłok [15, 16, 19].

Koreańscy fizycy opracowali metodę polegającą na osadzaniu się par (CVD – *Chemical Vapour Deposition*). Warstewka grafenu osadzana była na podłożu z niklu, który następnie wytrawiano. Metodę tę stosowano również dla folii miedzianej, w której rozpuszczono niewielką ilość węgla w postaci węglowodoru, w temperaturze 1000 °C. Po szybkim schłodzeniu na powierzchni folii wydzielala się powłoka grafenu (jako efekt łączenia się powstających wysepek). Następnie wytrawiano miedź. Otrzymana w ten sposób powłoka nie była jednak najwyższej jakości, ale nadawała się do zastosowań, np. w ekranach dotykowych.

Inną metodą produkcji niewielkich ilości grafenu, głównie do celów eksperymentalnych, jest redukcja etanolu metalicznym sodem. Otrzymany etanolan sodu poddaje się procesowi pirolizy, a następnie przeprowadza się wypłukiwanie wodą soli sodowych z układu.

Największy jak do tej pory plaster grafenowy uzyskany przez naukowców ma średnicę 100 mm. Został on wytworzony przez uczonych z Electro-Optics Center Material Division na Pennsylvania State University w procesie zwanym sublimacją krzemową. Plastry z węgla krzemu podgrzewano do momentu aż cały krzem przemieścił się z jego powierzchni, a pozostała warstwa stanowiła grafen o grubości 1–2 atomów [15, 16, 19].

Niedawno firma XG SCIENCES opublikowała wiadomość na temat najnowszego sposobu wytwarzania cząstek grafenu. Uzyskane „arkusze” grafenu miały całkowitą grubość od 5 do 15 nm i średnicę od 1 do 50 μm. Fizyczne właściwości takich „arkuszy” zostały przedstawione w tabeli 1.

Tabela 1

**Właściwości fizyczne cząstek grafenu wytworzonego przez firmę XG SCIENCES wg [25]**

Właściwości	Średnia wartość – równoległe do powierzchni	Średnia wartość – prostopadłe do powierzchni	Jednostka pomiaru
Gęstość	2200	2200	[kg/m <sup>3</sup> ]
Zawartość węgla	> 99,5	> 99,5	[%]
Przewodność cieplna	3 000	6	[W/mK]
Moduł sprężystości	1 000	–	[GPa]
Wytrzymałość na rozciąganie	5	–	[GPa]
Przewodność elektryczna	10 <sup>7</sup>	10 <sup>2</sup>	[S/m]

Według zapewnień firmy „nanopłytki” grafenowe mogą z powodzeniem zastąpić węglowe nanorurki, ponieważ charakteryzują się znacznie lepszą przewodnością elektryczną oraz lepszymi właściwościami mechanicznymi [25]. Szczegóły tej metody nie są jednak udostępnione do publicznej wiadomości i stanowią tajemnicę firmy.

Dzięki szybkiemu rozwojowi badań nad metodami wytwarzania grafenu znacznie spadła jego cena rynkowa, która jeszcze w 2008 roku wynosiła 1 000 USD za płytkę grafenu o średnicy ludzkiego włosa. Za 1 cm<sup>2</sup> grafenu należało wówczas zapłacić około 100 mln USD. W 2009 roku ceny grafenu kształtowały się już na znacznie niższym poziomie tzn. 100 USD za 1 cm<sup>2</sup> [11, 26].

#### 4. Zastosowanie grafenu

Grafen ze względu na swoje właściwości może znaleźć szerokie praktyczne zastosowanie w różnych dziedzinach przemysłu. Szczególne nadzieje wiąże z nim przemysł elektroniczny, dopatrując się w nim następcy krzemu.

W 2010 roku naukowcom z MIT (Massachusetts Institute of Technology) udało się stworzyć eksperymentalny powielacz częstotliwości, czyli urządzenie zmieniające częstotliwości przebiegu elektrycznego. Ze względu na swoją budowę grafen ma ogromną przewagę nad materiałami stosowanymi obecnie w tego typu sprzęcie. Za pomocą urządzenia zbudowanego na jednym grafenowym tranzystorze zdołano otrzymać sygnał o dwukrotnie silniejszej mocy. Tranzystor ten emitował sygnał tak czysty, że wszelkiego rodzaju filtry stały się zbędne. W związku z tym zmniejszył się rozmiar urządzenia a także zmalało zapotrzebowanie na energię potrzebną do pracy tego urządzenia [27, 28].

W 2009 roku IBM stworzył pierwszy grafenowy procesor polowy. Udało się to dzięki umieszczeniu atomów węgla na podłożu krzemowym. W ten sposób powstał tunel o grubości 20 nm, którym płynęły elektrony. Taki procesor pracuje w bardzo niskich temperaturach, a jego zapotrzebowanie na energię elektryczną w porównaniu z konwencjonalnymi urządzeniami jest bardzo małe. Częstotliwość tego procesora wynosiła 300 GHz. W przyszłości naukowcy z IBM zapowiadają wytworzenie tranzystorów o częstotliwości powyżej 1 THz [27, 28].

W ostatnich latach dużą uwagę naukowcy poświęcali badaniom nad modulatorami półprzewodnikowymi. Dotychczas były one oparte głównie na modulatorach krzemowych, które charakteryzowały się nienajlepszymi właściwościami elektro-optycznymi [29–32]. Poważnym problemem było połączenie istniejącej krzemowej elektroniki z germanem i półprzewodnikami [32–35]. Połączenie modulatorów optycznych z wysokiej klasy rezonatorami optycznymi zwiększa siłę modulacji. Jednak te urządzenia mają wąskie pasmo wewnętrzne i wymagają wyrafinowanej konstrukcji, mają również rygorystyczne wymogi produkcyjne oraz ograniczone tolerancje temperatur [8]. Znalezienie materiału o odpowiedniej prędkości modulacji i siły stało się priorytetowym zadaniem. Badania doprowadziły do powstania szerokopasmowego, szybkiego falowodu zintegrowanego z modulatorem EA (*elektro-absorption*) na bazie pojedynczej warstwy grafenu. Poprzez elektryczną regulację poziomu Fermiego z arkusza grafenu otrzymujemy modulację trasy światła przy częstotliwości powyżej 1 GHz, wraz z szerokim spektrum działania, które waha się od 1,35



do 1,6  $\mu\text{m}$ . Wysoką wydajność otrzymuje się jedynie w aktywnym obszarze urządzenia, którego powierzchnia wynosi zaledwie 25  $\mu\text{m}^2$ . Ten oparty na grafenie optyczny mechanizm modulacji łączy w sobie kompaktowe, niskie napięcia pracy oraz ultraszybką prędkością modulacji w szerokim zakresie [32, 36, 37].

Kondensatory elektrochemiczne (ECs), znane również jako superkondensatory lub ultrakondensatory, ładują i rozładują się szybciej niż baterie, jednak nadal ograniczone są przez niską gęstość energii. Poprzez użycie standardowej nagrywarki optycznej „LightScribe DVD” otrzymano bezpośrednią redukcję tlenku węgla w pojedynczą warstwę grafenu. Produkowane w ten sposób pojedyncze warstwy grafenu są mechanicznie wytrzymałe, wykazują wysokie przewodnictwo właściwe (1738 S/m) i powierzchni właściwej 1520  $\text{m}^2/\text{g}$ . Mogą więc być stosowane jako elektrody ECs bez potrzeby łączenia czy stosowania spoiw, jak w przypadku konwencjonalnych ECs. Urządzenia wykonane z tych elektrod wykazują energię o ultra wysokiej gęstości z zastosowaniem różnych elektrolitów, przy zachowaniu wysokiej mocy i doskonałej stabilności cyklu ECs. Co więcej urządzenia te utrzymują doskonale atrybuty elektrochemiczne pod wysokimi naprężeniami mechanicznymi, co pozwoli zastosować je do wysokowytrzymałej elastycznej elektroniki, takiej jak np. wyświetlacze, telefony czy baterie w samochodach elektrycznych [38–45].

Dzięki wysokiej przewodności cieplnej grafen może znaleźć również szerokie zastosowanie w systemach chłodzenia. Ustawione pionowo płytki grafenu mogą pełnić funkcje radiatora. Płytki grafenu dodane do past termoprzewodzących zwiększają również ich efektywność. Obecnie w Cooling Technologies Research Center trwają prace, które mogą pozwolić na szerokie zastosowanie grafenu jako środka termoprzewodzącego. Opracowano już pastę, która jest mieszaniną zwykłej pasty termoprzewodzącej i cząsteczek grafenu [46].

Naukowcom z Uniwersytetu Stanforda udało się zaadoptować efekt piezoelektryczności do grafenu. Piezoelektryczny grafen ma zapewnić niespotykany stopień kontroli elektrycznej, optycznej lub mechanicznej dla różnego rodzaju urządzeń, począwszy od ekranów dotykowych do tranzystorów budowanych w nanoskali [47, 48].

Badaczom z Rice University udało się pokryć miedź pojedynczą warstwą grafenu, co spowodowało wzrost przewodności ciepła miedzi. Dodatkowo dzięki warstwie grafenu miedź zabezpieczona jest przed działaniem czynników zewnętrznych. Odkrycie to może znaleźć wiele zastosowań m.in. w klimatyzatorach, gdzie ochrona metalu przed szkodliwymi czynnikami zewnętrznymi, np. wodą, jest bardzo ważna [8, 49–51].

## 5. Przyszłość grafenu

W przyszłości planuje się wykorzystać grafen do produkcji przejrzystych zwijanych w rolkę wyświetlaczy dotykowych czy baterii słonecznych. Czujniki wytworzone z grafenu będą mogły zarejestrować obecność pojedynczej cząsteczki szkodliwej substancji. Podobne biosensory mogą też być bardzo przydatne w diagnostyce medycznej [26, 27].

Obecnie trwają również intensywne prace nad pochodnymi grafenu. Przykładem może być fluorografen o właściwościach podobnych do grafenu. Jest on typowany przez naukowców jako alternatywa dla teflonu [26, 27].

Naukowcy zgodnie twierdzą, że jeśli uda się opracować niezawodną i względnie taną metodę wytwarzania grafenu, zrewolucjonizuje on cały przemysł począwszy od dodatków

wprowadzanych do polimerów skończywszy na elementach wykorzystywanych przy budowie samolotów czy statków kosmicznych. Biorąc pod uwagę tempo rozwoju badań nad grafenem i metodami jego wytwarzania można oczekiwać, że w niedługim czasie na rynek trafią pierwsze urządzenia elektroniczne wytworzone z wykorzystaniem grafenu.

## Literatura

- [1] Raton B., Arbor A., *CRC Handbook of Chemistry and Physics*, Wyd. 86, CRC Press, Inc., Londyn, Tokio 2006, 12-212.
- [2] *Encyklopedia fizyki*, praca zbiorowa, t. 1, PWN 1973.
- [3] Bolewski A., Manecki A., *Mineralogia szczegółowa*, Wyd. PAE, Warszawa 1993, 38.
- [4] Menneken M. et al., *Hadean diamonds in zircon from Jack Hills*, Western Australia Nature 448, 2007, 917-920.
- [5] Zicheng Pan, Hong Sun, Yi Zhang, Changfeng Chen., *Harder than Diamond: Superior Indentation Strength of Wurtzite BN and Lonsdaleite*, 2009, 102.
- [6] Cami J., Bernard-Salas J., Peeters E., Malek S.E., *Detection of C60 and C70 in a Young Planetary Nebula*, Science 329, 210, 1180-1182.
- [7] Buseck P.R., Tsipursky S.J., Hettich R., *Fullerenes from the Geological Environment*, Science 257, 1992, 215-222.
- [8] Kroto H.W. et al., *C<sub>60</sub>: Buckminsterfullerene*, Nature 318, 1985, 162-163.
- [9] Tenne R., Margulis L., Genut M., Hodes G., *Polyhedral and cylindrical structures of tungsten disulphide*, Nature 360, 1992, 444-446.
- [10] Boehm H.P., Setton R., Stumpp E., *Nomenclature and terminology of graphite intercalation compounds*, Pure and Applied Chemistry 66, 1994, 1893-1901.
- [11] Scientific American nr 298, *Carbon Wonderland*, 2008, 90-97.
- [12] Science nr 324, *Graphene: Status and prospects*, 2009, 1530-1534.
- [13] [http://nobelprize.org/nobel\\_prizes/physics/laureates/2010/sciback\\_phy\\_10\\_2.pdf](http://nobelprize.org/nobel_prizes/physics/laureates/2010/sciback_phy_10_2.pdf).
- [14] Novoselov K.S. et al., *Two-dimensional atomic crystals*, Proc. Natl Acad. Sci., USA.
- [15] Science nr 331, *Layer-by-Layer Removal of Graphene for Device Patterning*, 2011, 1168-1172.
- [16] <http://www.if.uj.edu.pl/Foton/111/pdf/04%20grafen2010.pdf>.
- [17] Fuhrer M.S., *A physicist peels back the layers of excitement about grapheme*, Nature 459, 2009.
- [18] Nair R.R. et al., *Fine Structure Constant Defines Visual Transparency of Graphene*, Science 320, 2008.
- [19] <http://www.eioba.pl/a/2waz/zastosowanie-grafenu-w-technice>.
- [20] Zhang Y. et al., *Direct observation of a widely tunable bandgap in bilayer grapheme*, Nature 459, 2009, 820-823.
- [21] Dima B., *Thermodynamic properties of tunneling quasiparticles in graphene-based structures*, Physica C: Superconductivity 471, 2011.
- [22] Hadar S. et al., *Charge fractionalization in quantum wires (Letter)*, Nature Physics 2008, 116-119.
- [23] Sakamoto J. et al., *Two-Dimensional Polymers: Just a Dream of Synthetic Chemists?*, Angew. Chem. Int. Ed. 48 (16), 2009, 1030-1099.
- [24] Amini S. et al., *Growth of Large-Area Graphene Films from Metal-Carbon Melts*, Journal of Applied Physics 108, 2010.
- [25] <http://www.xgsciences.com/aboutxgnp.html>.
- [26] Segal M., *Selling graphene by the ton*, Nature Nanotechnology 4, 2009, 612-616.



- [27] <http://www.newscientist.com/article/dn16506-organic-computing-takes-a-step-closer.html>.
- [28] Barras C., *Organic computing takes a step closer*, New Scientist, 2009.
- [29] Miller D.A.B., *Are optical transistors the logical next step?*, Nature Photon. 4, 2010, 3-5.
- [30] Reed G.T. et. al., *Silicon optical modulators*, Nature Photon. 4, 2010, 518-526.
- [31] Liu A.S., *A high-speed silicon optical modulator based on metal-oxide-semiconductor capacitor*, Nature 427, 2004, 615-618.
- [32] Wu J.B. et al., *Organic Light-Emitting Diodes on Solution-Processed Graphene Transparent Electrodes*, ACS Nano 4, 2010.
- [33] Kuo Y.H., *Strong quantum-confined Stark effect in germanium quantum-well structures on silicon*, Nature 437, 2005, 1334-1336.
- [34] Liu J., *Waveguide-integrated, ultralow-energy GeSi electro-absorption modulators*, Nature Photon. 2, 2008, 433-437.
- [35] Miller D.A.B., *Band-edge electroabsorption in quantum well structures [mdash] the quantum-confined Stark-effect*, Phys. Rev. Lett. 53, 1984, 2173-2176.
- [36] Xu Q. et. al., *Micrometre-Scale silicon electro-optic modulator*, Nature 435, 2005, 325-327.
- [37] Lei L., Xiangfeng D., *Graphene-dielectric integration for graphene transistors*, Materials Science and Engineering, R. 70, 2010, 354-370.
- [38] Liu M. et. al., *A graphene-based broadband optical modulator*, Nature 474, 2011, 64-67.
- [39] Bolmatov D., Chung-Yu M., *Josephson effect in graphene SNS junction with a single localized defect*, Physica B: Condensed Matter 405, 2010.
- [40] Bolmatov D., Chung-Yu M., *Tunneling conductance of the graphene SNS junction with a single localized defect*, Journal of Experimental and Theoretical Physics (JETP), 2010.
- [41] Ekiz O.O. et al., *Supporting information for Reversible Electrical Reduction and Oxidation of Graphene Oxide*, 2011.
- [42] Chen J. et.al., *Printed graphene circuits*, Advanced Materials 19 (21), 2007, 3623-3627.
- [43] Han M.Y. et.al., *Energy Band-Gap Engineering of Graphene Nanoribbons*, Phys. Rev. Lett. 98, 2007.
- [44] <https://engineering.purdue.edu/CTRC/>
- [45] Nature Materials 6, 2007, 183-191.
- [46] Maher F. El-Kady et.al., *Laser Scribing of High-Performance and Flexible Graphene-Based Electrochemical Capacitors*, Science 16, 2012, 1326-1330.
- [47] <http://www.nanowerk.com/news/newsid=24620.php>
- [48] Zhang Y. et.al., *Experimental observation of the quantum Hall effect and Berry's phase in grapheme*, Nature 438, 2005, 201-204.
- [49] Mattevi C., Kim H., Chhowalla M., *A review of chemical vapour deposition of graphene on copper*, Journal of Materials Chemistry 201, 3324-3334.
- [50] Wei D. et.al., Nano Lett., 2009.
- [51] Wu N., Geim J.G., *Unimpeded permeation of water through helium-leak-tight graphene-based membranes*, Science 335, 2012, 442-446.



MAŁGORZATA KOWALCZYK\*

ANALIZA WSPÓŁCZYNNIKA SPĘCZANIA WIÓRA  
W ASPEKCIE TOCZENIA STOPU TI-6AL-4V  
Z PODWYŻSZONYMI PRĘDKOŚCIAMI SKRAWANIA

THEN CHIP COMPRESSION RATIO ANALYSIS IN  
THE ASPECT OF TI-6AL-4V ALLOY TURNING WITH  
ELEVATED CUTTING SPEEDS

Streszczenie

Artykuł zawiera badania wpływu współczynnika spęczenia wióra  $\Lambda_h$  na wybrane parametry chropowatości 3D (Sa, Sq, Sz, Sp, Sv) stopu tytanu Ti-6Al-4V podczas toczenia ostrzem o określonej geometrii z polikrystalicznego diamentu i węglików spiekanych z podwyższonymi prędkościami w warunkach obróbki na sucho.

*Słowa kluczowe: chropowatość powierzchni, stopy tytanu, współczynnik spęczenia wióra*

Abstract

This paper contains results of researches in which identify of influence of chip compression ratio  $\Lambda_h$  on surface roughness (Sa, Sq, Sz, Sp, Sv) of titanium alloy Ti-6Al-4V for the specific geometry of the cutting edge of polycrystalline diamond and carbide insert. The objective of the research and analysis was to for high speed cutting and dry machined.

*Keywords: surface roughness 3D, titanium alloys, chip compression ratio*

\* Dr inż. Małgorzata Kowalczyk, Instytut Technologii Maszyn i Automatyzacji Produkcji, Wydział Mechaniczny, Politechnika Krakowska.

## Oznaczenia

$a_p$	–	głębokość skrawania [mm]
$c$	–	ciepło właściwe [J/(kg · K)]
$h$	–	grubość warstwy skrawanej [mm]
$E$	–	moduł Younga [MPa]
$f$	–	posuw [mm/obr.]
$G$	–	moduł sprężystości postaciowej [GPa]
$h_{ch}$	–	grubość wióra [mm]
$R_m$	–	wytrzymałość doraźna na rozciąganie [MPa]
$R_e$	–	granica plastyczności na rozciąganie [MPa]
$r_e$	–	promień naroża [mm]
$Sa$	–	średnia arytmetyczna rzędnych powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]
$Sq$	–	średnie kwadratowe odchylenie powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]
$Sz$	–	wysokość nierówności powierzchni wg 10 wzniesień (szczytów) [ $\mu\text{m}$ ]
$Sp$	–	maksymalna wysokość wzniesienia powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]
$Sv$	–	maksymalna głębokość wgłębienia powierzchni [ $\mu\text{m}$ ]
$Ssk$	–	współczynnik asymetrii (skośności)
$Sku$	–	współczynnik skupienia
$t_t$	–	temperatura topnienia [ $^{\circ}\text{C}$ , K]
$v_c$	–	prędkość skrawania [m/s, m/min]
$v_{ch}$	–	prędkość spływającego wióra [m/s, m/min]
$\lambda$	–	współczynnik przewodzenia ciepła [W/(m · K)]
$\Lambda_h$	–	współczynnik spęczenia (zgrubienia) wióra
$\alpha_n$	–	kąt przyłożenia normalny [deg]
$\beta_n$	–	kąt ostrza normalny [deg]
$\lambda_s$	–	kąt pochylenia krawędzi skrawającej [deg]
$\gamma_n$	–	kąt natarcia normalny [deg]
$\kappa_r$	–	kąt przystawienia [deg]
$\kappa_r'$	–	pomocniczy kąt przystawienia [deg]
$\Phi$	–	kąt ścinania [deg]
$\rho$	–	gęstość [ $\text{g}/\text{cm}^3$ ]
$\nu$	–	stała Poissona

## 1. Wstęp

Współcześnie najczęściej stosowaną technologią kształtowania części, a tym samym konstruowania struktury geometrycznej powierzchni (SGP), jest obróbka skrawaniem. Współczesne procesy obróbki ubytkowej, a zwłaszcza materiałów trudnoobrabialnych, które znajdują bardzo szerokie zastosowanie w przemyśle, powinny zapewnić możliwie najlepszą jakość wyrobów, dużą wydajność, ekonomiczność, niezawodność i ekologiczność. Wraz z wytwarzaniem nowych wyrobów z trudnoobrabialnych materiałów, takich jak stopy tytanu, stopy niklu, ceramika specjalna itp., zachodzi potrzeba poszukiwania coraz to efektywniejszych metod obróbki przekraczających bariery technologiczne [6–10, 12, 17, 25].

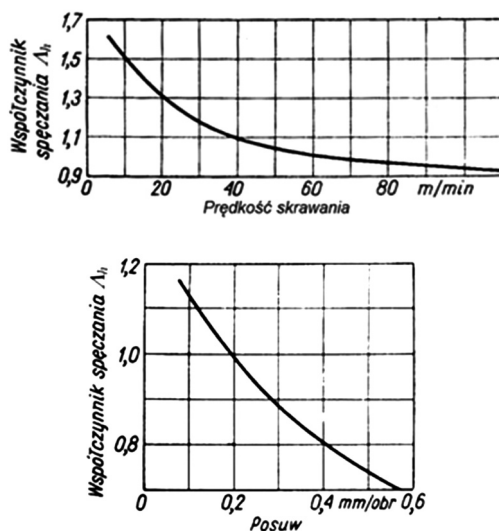
Tytan i jego stopy spełniają ważną rolę przede wszystkim w przemyśle lotniczym, motoryzacyjnym, medycznym i kosmicznym [1, 8–10, 12, 19, 22]. Cechują się znakomitą odpornością na korozję, dużym stosunkiem wytrzymałości do gęstości i kompatybilnością ze strukturami kompozytowymi [2, 4, 5, 15, 19]. Jednak możliwości zastosowania tytanu w technice medycznej, jak i w produkcji wielu elementów konstrukcyjnych samolotów wojskowych i w branżach cywilnych jeszcze nie są w pełni wykorzystywane ze względu na bardzo duże trudności technologiczne wykonania części z tytanu. Główne problemy w procesach obróbkowych stopów tytanu są związane z wysokimi temperaturami skrawania i szybkim zużywaniem się ostrzy narzędzi. Trudności w obróbce skrawaniem tytanu i jego stopów spowodowane są głównie jego właściwościami: dużą reaktywnością chemiczną z większością materiałów narzędziowych, termoplastyczną niestabilnością podczas obróbki, niskim modułem sprężystości oraz tendencją do tworzenia narostu podczas skrawania, co sprzyja wykruszaniu się ostrza narzędzia. Podczas obróbki tytanu i jego stopów występuje również skłonność przylepiania się tworzonego wióra do narzędzia. Niekorzystną cechą jest to, że w czasie procesu skrawania stopów tytanu występuje zjawisko ich umacniania się, powstające w następstwie oddziaływania narzędzia na obrabiany materiał, co wywołuje problemy podczas kolejnych zabiegów obróbkowych [2, 11, 13, 19, 22].

Obecnie, aby zminimalizować problemy związane ze skrawaniem tytanu i jego stopów, stosuje się prędkości skrawania dla ostrzy z węglików spiekanych mniejsze niż 60 m/min. Zaleca się jednocześnie stosowanie dużych posuwów dla ostrzy z węglików spiekanych w granicach  $f = 0,2\text{--}0,5$  mm/obr. Stosuje się przy tym obfite chłodzenie i smarowanie ostrza w celu efektywnego przejmowania ciepła, zmniejszenia sił skrawania i splukiwania wiórów, co znacznie wydłuża trwałość narzędzia [2, 11, 13, 19, 22].

Z uwagi na konieczność ograniczenia i optymalizację kosztów produkcji wysiłki badawcze są skierowane w stronę procesów kształtowania części z tytanu metodami zapewniającymi maksymalną efektywność przy zachowaniu żądanej SGP (np. obróbka HSC, HPC) [22, 25].

Cechą charakterystyczną wyróżniającą skrawalność tytanu w porównaniu ze skrawaniem znanych metali i stopów jest bardzo mały współczynnik spęczania warstwy skrawanej. W przypadku obróbki stali, kiedy spęczanie materiału warstwy skrawanej jest duże, współczynnik spęczania jest znacznie większy od jedności, a więc długość wióra jest znacznie mniejsza od długości warstwy skrawanej. W rezultacie prędkość spływania wióra po powierzchni natarcia narzędzia jest znacznie mniejsza od prędkości skrawania. Natomiast w czasie obróbki tytanu i jego stopów stwierdzono, że spęczanie wióra zachodzi tu w niewielkim stopniu, a nawet w pewnych warunkach skrawania (rys. 1) występuje zjawisko odwrotne – ścienianie wióra ( $\Lambda_h < 1$ ). Prędkość spływania wióra po powierzchni natarcia będzie więc większa od prędkości skrawania [2, 4].

Analiza literatury oraz prac badawczych wykazuje, że zmiany współczynnika spęczania wióra  $\Lambda_h$  podczas skrawania określonych materiałów są podobne do zmian siły i mocy skrawania, współczynników tarcia, chropowatości powierzchni obrobionej, zgniotu oraz naprężeń w warstwie wierzchniej. Zgodnie z tym, w miarę wzrostu współczynnika spęczania wióra, chropowatość powierzchni obrobionej również rośnie.



Rys. 1. Wpływ prędkości skrawania  $v_c$  i posuwu  $f$  na wielkość współczynnika śpęczenia wióra przy toczeniu stopu tytanu nożami z węglików spiekanych BK4 (geometria ostrza:  $\alpha = 12^\circ$ ,  $\gamma = 0^\circ$ ,  $\kappa_r = 45^\circ$ ,  $\kappa_r' = 10^\circ$ ,  $f = 0,2$  mm/obr.,  $a_p = 1,5$  mm) [4]

Fig. 1. Influence of cutting speed and feed on chip compression ratio  $\Lambda_h$  when titanium alloy machining with sintered carbides tools (cutting geometry:  $\alpha = 12^\circ$ ,  $\gamma = 0^\circ$ ,  $\kappa_r = 45^\circ$ ,  $\kappa_r' = 10^\circ$ ,  $f = 0.2$  mm/obr.,  $a_p = 1.5$  mm) [4]

W artykule określono wpływ współczynnika śpęczenia wióra  $\Lambda_h$  na wybrane parametry chropowatości 3D topografii powierzchni podczas toczenia stopu tytanu Ti-6Al-4V ostrzem o określonej geometrii z polikrystalicznego diamentu i węglików spiekanych z podwyższonymi prędkościami skrawania w warunkach obróbki na sucho.

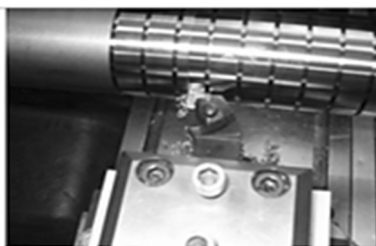
## 2. Metodyka i zakres badań

Badania doświadczalne przeprowadzono dla operacji toczenia wałka  $\phi 58$  mm, wykonanego ze stopu tytanu Ti6Al4V (rys. 2) o składzie chemicznym: 95,62% Ti, 3,97% V, 0,01% Mn, 0,23% Fe, 0,04% Co, 0,01% Ni, 0,01% W, 0,06% Ag, 0,04% Sb. Właściwości fizyczne i mechaniczne zamieszczono w tabeli 1. Toczenie prowadzono na sucho w atmosferze powietrza. Do obróbki zastosowano narzędzia, które opisano w tabeli 2. Do realizacji badań doświadczalnych wybrano plan doświadczalny Hartleya PS/DS.-P:Ha3(hK),  $i = 3$ ,  $\alpha = 1,73205$  [26]. O wyborze tego planu doświadczalnego zdecydowały czynniki ekonomiczne.

Tabela 1

## Właściwości fizykochemiczne i mechaniczne stopu Ti-6Al-4V

$\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]	4,43
$\lambda$ [W/mK]	6,7
$t_f$ [°C]	1650–1660
$c$ [J/gK]	0,5263
$\rho$ [ $\mu\Omega$ m]	1,86
$R_m$ [MPa]	950
$R_m/\rho$	214
$R_e$ [MPa]	880
Twardość	35HRC
Stała Poissona $\nu$	0,342
$E$ [MPa]	113,8
$G$ [GPa]	44



Rys. 2. Fotografie elementów stanowiska badawczego

Fig. 2. Photos of the test

Tabela 2

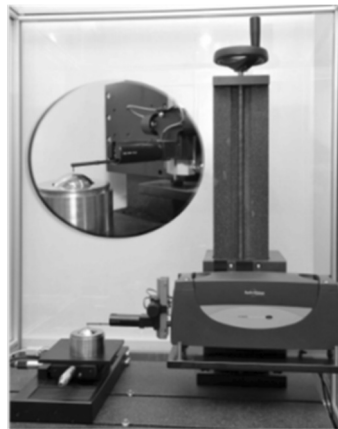
## Charakterystyka narzędzi użytych podczas badań

Rodzaj narzędzia	Symbol i geometria	Opis	Zalecane parametry skrawania
Polikrystaliczny diament	<b>PB10</b> $\alpha_n = 12^\circ$ $\gamma_n = -6^\circ$ $\kappa_r = 95^\circ$	Płytko zamocowana została w oprawce tokarskiej o trzonku kwadratowym. Typ narzędzia: PB10	$v_c = (70-160)$ m/min $f = (0,03-0,21)$ mm/obr. $a_p = (0,1-1,1)$ mm
Płytko skrawające z węglików spiekanych	<b>CNGP 120408 H13A</b> $r_\epsilon = 0,8$ mm $\alpha_n = 11^\circ$ $\gamma_n = 3^\circ$ $\kappa_r = 95^\circ$	Płytko zamocowana została w oprawce tokarskiej o symbolu DCLNR 2525M12.	$v_c = (35-40)$ m/min $f = (0,1-0,25)$ mm/obr. $a_p = (0,2-1,3)$ mm

Parametry skrawania płytką z polikrystalicznego diamentu PB10, które wybrano do badań:  $v_c = (70-150)$  m/min;  $f_n = (0,1-0,15)$  mm/obr.;  $a_p = (0,5-1)$  mm, natomiast płytką z węglików spiekanych CNGP 120408 H13:  $v_c = (100-200)$  m/min;  $f_n = (0,1-0,15)$  mm/obr.;  $a_p = 0,5$  mm.

W celu wykonania badań doświadczalnych zbudowano stanowisko badawcze na bazie tokarki. Zestawiono aparaturę pomiarową: tory do pomiaru parametrów topografii powierzchni obrobionej (chropowatości 3D) oraz współczynnika spęcznienia wióra  $\Lambda_h$ .

Pomiary chropowatości 3D powierzchni obrobionej ze stopu Ti-6Al-4V przeprowadzono za pomocą systemu pomiarowego firmy Taylor Hobson (rys. 3). Do wizualizacji pomiarów badanych powierzchni wykorzystano program Talymap. W ramach badań wykonano pomiary wybranych parametrów topografii powierzchni w następujących warunkach: długość odcinka elementarnego  $l_r = 0,8$  mm, liczba docinków 5, długość odwzorowania  $l_t = 4$  mm, liczba zarejestrowanych punktów  $Nx = 1000$ , krok próbkowania  $\Delta x = 1$   $\mu$ m, promień zaokrąglenia końcówki pomiarowej  $r_{tip} = 2$   $\mu$ m, prędkość przesuwu końcówki pomiarowej  $v_{os} = 1$  mm/s, rozmiary powierzchni, na których wykonano pomiary topografii  $1 \times 1$ , liczba przekrojów 100, odstęp wykonywanych pomiarów chropowatości 0,1 mm, zastosowano filtr Gaussa. Pomiary powtórzone 3 razy w celach statystycznych.

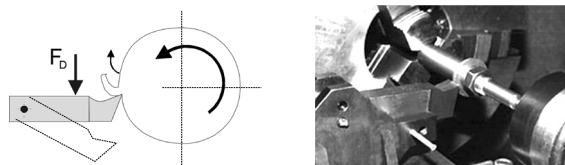


Rys. 3. Fotografie stanowiska pomiarowego

Fig. 3. Photos of measurement set

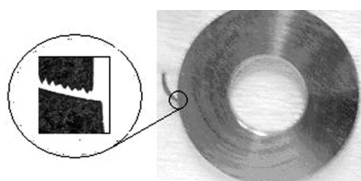
W celu wyznaczenia współczynnika spęcznienia wióra zastosowano oprzyrządowanie umożliwiające nagłe przerwanie procesu skrawania („zamrożenie” stanu strefy obróbki). Uzyskano próbki materiału obrabianego z zapoczątkowanym wiórem. Ostrze odsunięto od swojego położenia (za pomocą mocnej sprężyny lub ładunku wybuchowego), pozostawiając strefę skrawania z zapoczątkowanym wiórem. Na rys. 4 zaprezentowano widok oprzyrządowania do nagłego wycofania ostrza ze strefy obróbki. Stanowisko to umożliwiała nagłe wycofanie noża ze strefy obróbki i otrzymanie próbek z częściowo uformowanym wiórem – rys. 5. Próbkę do badań wykonano w postaci krążków. Następnie wykonano zgłady metalograficzne, które umożliwiły pomiar wielu parametrów, np.: kątów ścinania, rozmieszczenia stref odkształceń plastycznych oraz grubości wióra.





Rys. 4. Oprzyrządowanie umożliwiające nagłe przerwanie procesu skrawania [16]

Fig. 4. Instrumented to a sudden interruption of the cutting process [16]



Rys. 5. Próbka z uformowanym kształtem wióra

Fig. 5. The sample of the molded shape of the chip

Fotografie wiórów oraz struktury materiału obrabianego w strefie skrawania wykonano za pomocą mikroskopu skaningowego JEOL JSM-5510LV z przystawką EDS.

#### 4. Wyniki badań doświadczalnych

Wyniki pomiarów wartości średnich parametrów chropowatości 3D ( $Sa$ ,  $Sq$ ,  $Sz$ ,  $Sp$ ,  $Sv$ ) przedstawiono w tabeli 3 dla obróbki ostrzem z polikrystalicznego diamentu i w tabeli 4 dla płytki z węglików spiekanych.

Tabela 3

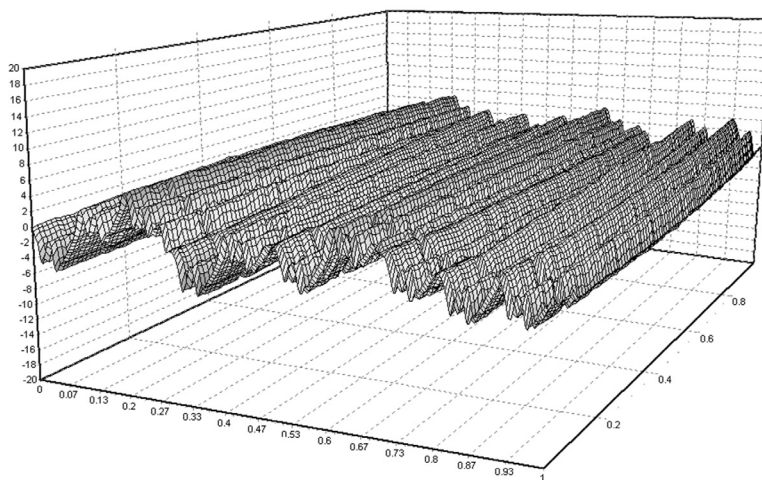
**Parametry chropowatości 3D dla obróbki stopu Ti-6Al-4V ostrzem z PKD**

Nr	$v_c$ [m/min]	$f$ [mm/obr.]	$a_p$ [mm]	$Sa$ [ $\mu\text{m}$ ]	$Sq$ [ $\mu\text{m}$ ]	$Sz$ [ $\mu\text{m}$ ]	$Sv$ [ $\mu\text{m}$ ]	$Sp$ [ $\mu\text{m}$ ]
1	110	0,125	1	1,870	2,283	2,377	5,59	5,66
2	87	0,11	0,89	1,793	2,977	10,59	7,58	7,75
3	133	0,14	0,89	2,470	2,867	12,08	6,37	6,00
4	110	0,125	0,75	2,377	2,800	14,01	7,04	6,97
5	70	0,125	0,75	2,080	2,480	11,61	5,69	5,92
6	150	0,125	0,75	2,270	2,750	12,21	5,26	6,95
7	110	0,1	0,75	1,817	2,213	11,89	5,86	6,03
8	110	0,15	0,75	2,537	3,043	12,23	5,72	6,52
9	133	0,11	0,61	2,040	2,453	11,50	6,73	4,77
10	87	0,14	0,61	2,690	3,173	14,91	7,72	7,20
11	110	0,125	0,5	2,377	2,850	13,65	7,03	6,62

Parametry chropowości 3D dla obróbki stopu Ti-6Al-4V ostrzem z węglików spiekanych

Nr	$v_c$ [m/min]	$f$ [mm/obr.]	$a_p$ [mm]	$Sa$ [ $\mu\text{m}$ ]	$Sq$ [ $\mu\text{m}$ ]	$Sz$ [ $\mu\text{m}$ ]	$Sv$ [ $\mu\text{m}$ ]	$Sp$ [ $\mu\text{m}$ ]
1	150	0,08	0,5	0,293	0,348	2,63	0,979	1,65
2	150	0,115	0,5	0,572	0,68	3,52	1,41	2,11
3	150	0,15	0,5	1,02	1,18	4,84	2,21	2,62
4	100	0,08	0,5	0,534	0,609	2,98	1,21	1,78
5	100	0,115	0,5	0,78	0,889	3,7	1,56	2,14
6	100	0,15	0,5	0,771	0,929	2,99	1,46	2,52
7	200	0,08	0,5	0,679	0,759	4,46	1,57	2,89
8	200	0,115	0,5	0,877	1,01	5,25	1,82	3,44
9	200	0,15	0,5	1,09	1,32	9,57	2,99	6,57

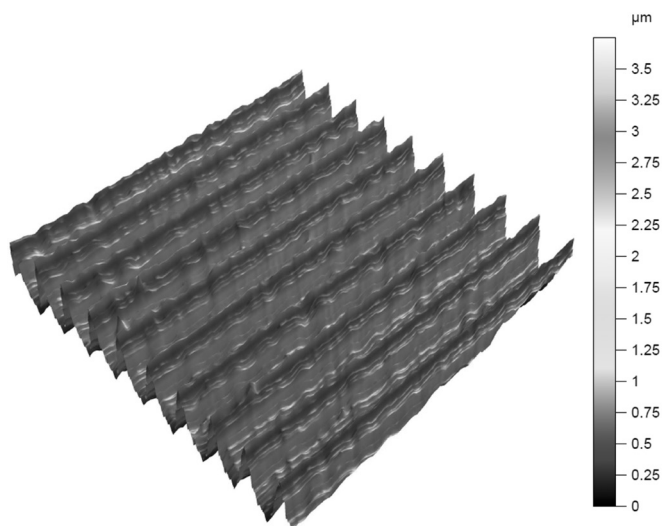
Na rys. 6 przedstawiono topografię powierzchni dla przypadku toczenia z prędkością skrawania  $v_c = 110$  m/min, posuwem  $f = 0,125$  mm/obr. i głębokością skrawania  $a_p = 0,5$  mm ostrzem z polikrystalicznego diamentu PKD.



Rys. 6. Topografia powierzchni:  $v_c = 110$  m/min,  $f = 0,125$  mm/obr,  $a_p = 0,5$  mm, materiał narzędzia: polikrystaliczny diament

Fig. 6. 3D topography:  $v_c = 110$  m/min,  $f = 0,125$  mm/rev,  $a_p = 0,5$  mm, material of tool: polycrystalline diamond

Na rys. 7 przedstawiono topografię powierzchni dla przypadku toczenia z prędkością skrawania  $v_c = 100$  m/min, posuwem  $f = 0,115$  mm/obr. i głębokością skrawania  $a_p = 0,5$  mm ostrzem z węglików spiekanych.



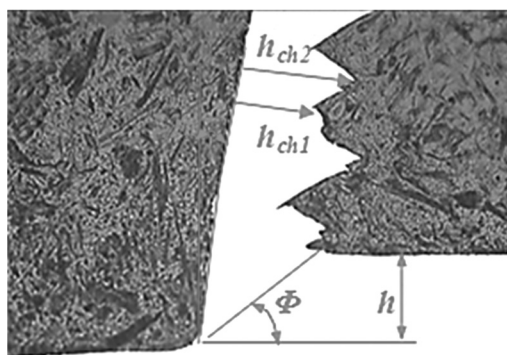
Rys. 7. Topografia powierzchni:  $v_c = 100$  m/min,  $f = 0,115$  mm/obr.,  $a_p = 0,5$  mm, materiał narzędzia: węgliki spiekane

Fig. 7. 3D topography:  $v_c = 100$  m/min,  $f = 0.115$  mm/rev,  $a_p = 0.5$  mm, material of tool: carbide insert

Analiza i obserwacja SEM pozwoliła również na uzyskanie danych niezbędnych do określenia wartości wybranych parametrów dekohezji: kąta ścinania  $\Phi$ , grubości wióra  $h_{ch}$  itp. (rys. 8). W tabeli 5 i 6 przedstawiono wybrane dane analityczne uzyskane w wyniku pomiarów i obliczeń.

Współczynnik spęczania (zgrubienia) wióra obliczono, korzystając z zależności:

$$\Lambda_h = \frac{h_{ch}}{h} \quad (1)$$



Rys. 8. Strefa tworzenia się wióra – materiał trawiony – Ti-6Al-4V,  $v_c = 70$  m/min;  $f = 0,125$  mm/obr.

Fig. 8. Chip formation zone – material ist not digested – Ti-6Al-4V,  $v_c = 70$  m/min;  $f = 0.125$  mm/rev

Tabela 5

Zestawienie uzyskanych wartości opisujących w sposób geometryczny strefę skrawania dla obróbki stopu Ti-6Al-4V ostrzem z polikrystalicznego diamentu

Nr	$h_{ch}$ [mm]	$h$ [mm]	$\Lambda_h$
1	0,221	0,125	1,768
2	0,169	0,11	1,536
3	0,159	0,14	1,136
4	0,198	0,125	1,584
5	0,204	0,125	1,632
6	0,193	0,125	1,544
7	0,321	0,1	3,210
8	0,218	0,15	1,453
9	0,157	0,11	1,427
10	0,209	0,14	1,493
11	0,207	0,125	1,656

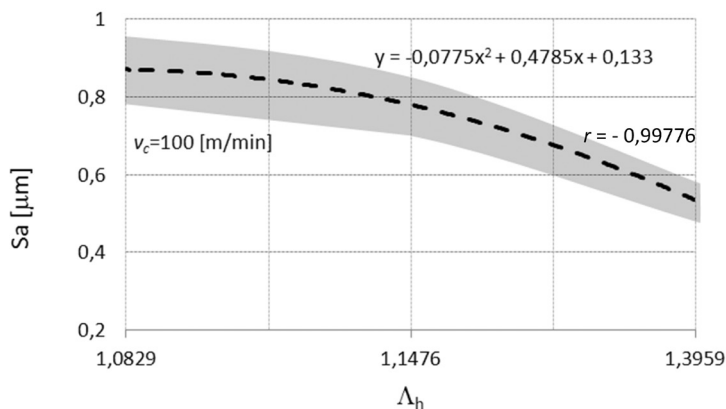
Tabela 6

Zestawienie uzyskanych wartości opisujących w sposób geometryczny strefę skrawania dla obróbki stopu Ti-6Al-4V ostrzem z węglików spiekanych

Nr	$h_{ch}$ [mm]	$h$ [mm]	$\Lambda_h$
1	0,11	0,0788	1,3959
2	0,13	0,113275	1,1476
3	0,16	0,14775	1,0829
4	0,11	0,0788	1,3959
5	0,13	0,113275	1,1476
6	0,16	0,14775	1,0829
7	0,11	0,0788	1,3959
8	0,13	0,113275	1,1476
9	0,16	0,14775	1,0829

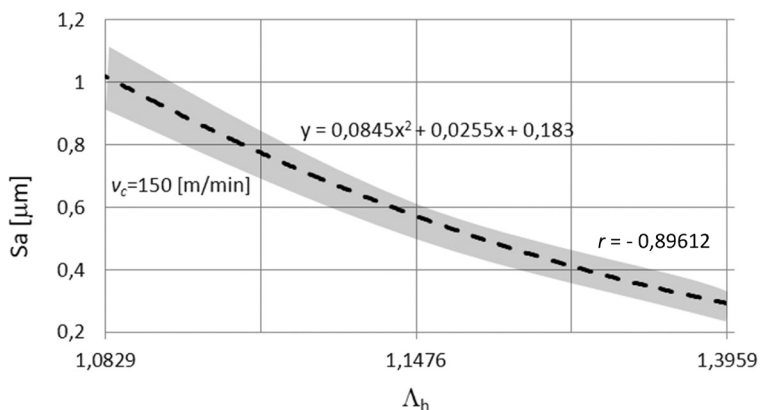
#### 4. Analiza wyników badań doświadczalnych

Na rys. 9–12 przedstawiono wpływ współczynnika spęczania wióra  $\Lambda_h$  na wartość parametru chropowatości  $Sa$  przy zachowaniu stałych wartości poszczególnych parametrów skrawania  $v_c$ ,  $a_p$  dla toczenia stopu Ti-6Al-4V ostrzem z polikrystalicznego diamentu i płytki z węglików spiekanych. Na rys. 13 i 14 pokazano wpływ współczynnika spęczania wióra  $\Lambda_h$  na wartość innych parametrów chropowatości ( $Sq$ ,  $Sz$ ,  $Sp$ ,  $Sv$ ) w postaci linii trendów.



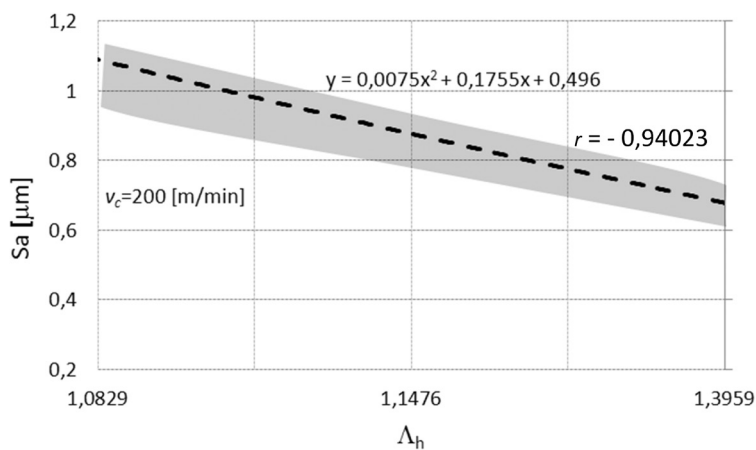
Rys. 9. Wpływ współczynnika spęczania wióra  $\Lambda_h$  na parametr chropowatości  $Sa$  dla zmiennej wartości posuwu ( $v_c = \text{const} = 100$  m/min;  $a_p = \text{const} = 0,5$  mm) dla płytki z węglików spiekanych

Fig. 9. Influence of chip compression ratio  $\Lambda_h$  on surface roughness  $Sa$  for the variable feed rates ( $v_c = \text{const} = 100$  m/min;  $a_p = \text{const} = 0.5$  mm) for carbide insert



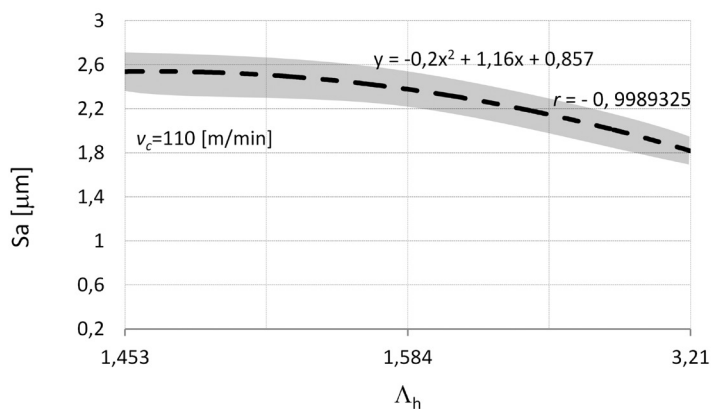
Rys. 10. Wpływ współczynnika spęczania wióra  $\Lambda_h$  na parametr chropowatości  $Sa$  dla zmiennej wartości posuwu ( $v_c = \text{const} = 150$  m/min;  $a_p = \text{const} = 0,5$  mm) dla płytki z węglików spiekanych

Fig. 10. Influence of chip compression ratio  $\Lambda_h$  on surface roughness  $Sa$  for the variable feed rates ( $v_c = \text{const} = 150$  m/min;  $a_p = \text{const} = 0.5$  mm) for carbide insert



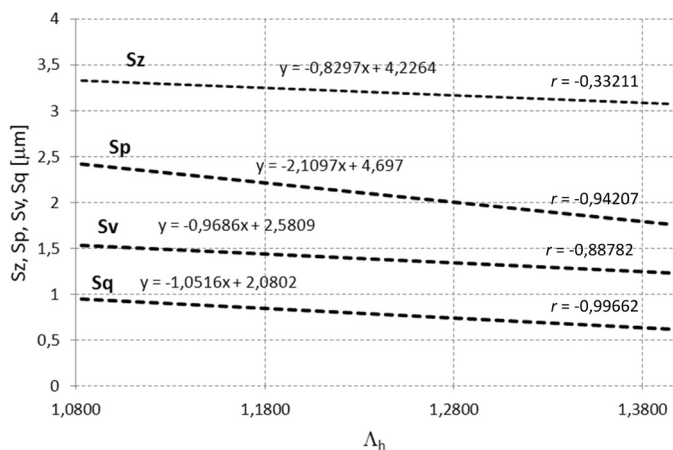
Rys. 11. Wpływ współczynnika spęczania wióra  $\Lambda_h$  na parametr chropowatości  $Sa$  dla zmiennej wartości posuwu ( $v_c = \text{const} = 200$  m/min;  $a_p = \text{const} = 0,5$  mm) dla płytki z węglików spiekanych

Fig. 11. Influence of chip compression ratio  $\Lambda_h$  on surface roughness  $Sa$  for the variable feed rates ( $v_c = \text{const} = 200$  m/min;  $a_p = \text{const} = 0.5$  mm) for carbide insert



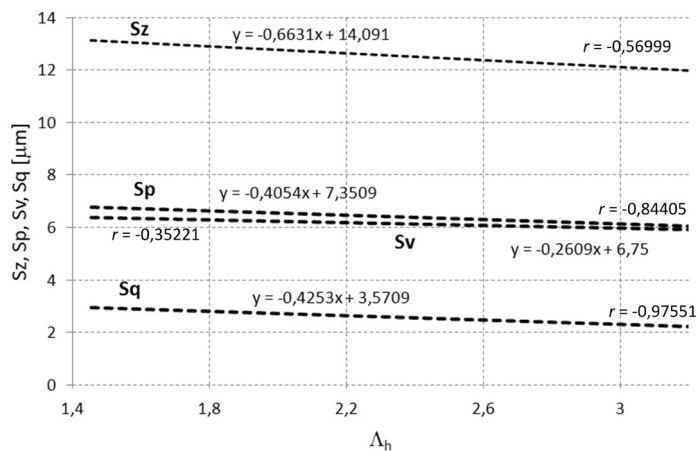
Rys. 12. Wpływ współczynnika spęczania wióra  $\Lambda_h$  na parametr chropowatości  $Sa$  dla zmiennej wartości posuwu ( $v_c = \text{const} = 110$  m/min;  $a_p = \text{const} = 0,75$  mm) dla ostrza z PKD

Fig. 12. Influence of chip compression ratio  $\Lambda_h$  on surface roughness  $Sa$  for the variable feed rates ( $v_c = \text{const} = 110$  m/min;  $a_p = \text{const} = 0.75$  mm) for PCD



Rys. 13. Wpływ współczynnika spęczania wióra  $\Lambda_h$  na parametry chropowatości  $Sq$ ,  $Sz$ ,  $Sp$ ,  $Sv$  dla zmiennej wartości posuwu ( $v_c = \text{const} = 100 \text{ m/min}$ ;  $a_p = \text{const} = 0,5 \text{ mm}$ ) dla płytki z węglików spiekanych

Fig. 13. Influence of chip compression ratio  $\Lambda_h$  on surface roughness  $Sq$ ,  $Sz$ ,  $Sp$ ,  $Sv$  for the variable feed rates ( $v_c = \text{const} = 100 \text{ m/min}$ ;  $a_p = \text{const} = 0.5 \text{ mm}$ ) for carbide insert



Rys. 14. Wpływ współczynnika spęczania wióra  $\Lambda_h$  na parametr chropowatości  $Sq$ ,  $Sz$ ,  $Sp$ ,  $Sv$  dla zmiennej wartości posuwu ( $v_c = \text{const} = 110 \text{ m/min}$ ;  $a_p = \text{const} = 0,75 \text{ mm}$ ) dla ostrza z PKD

Fig. 14. Influence of chip compression ratio  $\Lambda_h$  on surface roughness  $Sq$ ,  $Sz$ ,  $Sp$ ,  $Sv$  for the variable feed rates ( $v_c = \text{const} = 110 \text{ m/min}$ ;  $a_p = \text{const} = 0.75 \text{ mm}$ ) for PCD

## 6. Wnioski

Przeprowadzone badania wykazały, że podczas toczenia wykończeniowego stopu tytanu Ti-6Al-4V przy podwyższonych prędkościach skrawania podczas obróbki na sucho:

– ostrzem z polikrystalicznego diamentu w następującym zakresie zmienności parametrów obróbki: prędkość skrawania:  $v_c \in (70-150)$  m/min, posuw:  $f \in (0,1-0,15)$  mm/obr., głębokość skrawania:  $a_p \in (0,5-1)$  mm w miarę wzrostu współczynnika spęczania wióra chropowatość powierzchni obrobionej maleje,

– płytką z węglików spiekanych w następującym zakresie zmienności parametrów obróbki: prędkość skrawania:  $v_c \in (100-200)$  m/min, posuw:  $f \in (0,1-0,15)$  mm/obr., głębokość skrawania:  $a_p = \text{const} = 0,5$  mm w miarę wzrostu współczynnika spęczania wióra chropowatość powierzchni obrobionej maleje.

## Literatura

- [1] Aspinwall D. i in., *HSM takes of in the aerospace sector*, Metalwork. Express, 1999, 4-5, 8-9.
- [2] Bylica A., Sieniawski J., *Tytan i jego stopy*, PWN, Warszawa 1985.
- [3] Byrn G., Dornfeld D., Denkena B., *Advancing Cutting Technology*, Annals of the CIRP, vol. 52/2/2003.
- [4] Ciszewski A., Radomski A., *Obróbka oraz łączenie tytanu i jego stopów*, WNT, Warszawa 1968.
- [5] Chauvy P.F., Madore C., Landolt D., *Variable length scale analysis of surface topography: characterization of titanium surfaces for biomedical applications*, Surface and Coatings Technology 110, 1998, 48-56.
- [6] Che-Haron C.H., Jawaid A., *The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti-6%Al-4%V*, Journal of Materials Processing Technology, 166, 2005, 188-192.
- [7] Che-Haron C.H., *Tool life and surface integrity in turning titanium alloy*, Journal of Materials Processing Technology, 118, 2001, 231-237.
- [8] Esslinger J., *Titanium in Aero Engines MTU Aero Engines*, Munich, Germany.
- [9] Ezugwu E.O., *Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 45, 2005, 1353-1367.
- [10] Ezugwu E.O., Bonney J., Yamane Y., *An overview of the machinability of aeroengine alloys*, Journal of Materials Processing Technology, 134, 2003, 233-253.
- [11] Ezugwu E.O., Wang Z.M., *Titanium alloys and their machinability – a review*, V, Journal of Materials Processing Technology, 68, 1997, 262-274.
- [12] Ezugwu E.O., *Improvements in the machining of aero-engine alloys using self-propelled rotary tooling technique*, Journal of Materials Processing Technology, 185, 2007, 60-71.
- [13] Grzesik W., *A survey of current knowledge on machining titanium and its alloys*, The 5<sup>th</sup> International Scientific Conference Development of metal cutting, 2005, 21-26.
- [14] Grzesik W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*, WNT, Warszawa 2010.



- [15] Kaczyński J., *Tytan*, WNT, Warszawa 1976.
- [16] Kadłuczka A., Zębala W., *Some Aspects of the Cutting Zone Areas Identification*, Inżynieria Materiałowa, nr 5, 2011, 419-422.
- [17] Kishawy H.A., Beczce C.E., McIntosh D.G., *Tool performance and attainable surface quality during the machining of aerospace alloys using self-propelled rotary tools*, Journal of Materials Processing Technology, 152, 2004, 266–271.
- [18] Kowalczyk M., *Wpływ parametrów skrawania na stan warstwy wierzchniej po toczeniu wykończeniowym stopu Ti-6Al-4V*, praca doktorska, Kraków 2009.
- [19] Melechow R., Tubielewicz K., Błaszczuk W., *Tytan i jego stopy*, Wydawnictwo Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa 2004.
- [20] Narutaki N., Yamane Y., *Machining of difficult-to-cut materials*, Int. J. of Japan Soc. Prec. Eng., 1993, t. 27, nr 4, 307-310.
- [21] Oczos K.E., Lubimov V., *Struktura geometryczna powierzchni*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów 2003.
- [22] Oczos K.E., *Zwiększenie efektywności procesów skrawania stopów tytanu*, Mechanik, nr 10/03, 543-550.
- [23] Oczos K., *Postęp w obróbce skrawaniem. II. Obróbka na sucho i ze zminimalizowanym smarowaniem*, Mechanik nr 5-6/98, 307.
- [24] Oczos K.E., *Postęp w obróbce skrawaniem. I. Obróbka z dużymi prędkościami (High Speed Machining)*, Mechanik, z. 3, 109-124, 1998.
- [25] Oczos K., *Rozwój innowacyjnych technologii ubytkowego kształtowania materiałów. Cz. I. Obróbka skrawaniem*, Mechanik, nr 8-9/02, 537.
- [26] Polański Z., *Planowanie doświadczeń w technice*, PWN, Warszawa 1984.



JAN ŁUCZKO, ANDRZEJ CZERWIŃSKI\*

## WPLYW WARUNKÓW BRZEGOWYCH NA CZĘSTOŚCI WŁASNE I OBSZARY STABILNOŚCI PRZEWODÓW HYDRAULICZNYCH

---

### INFLUENCE OF BOUNDARY CONDITIONS ON THE NATURAL FREQUENCIES AND THE STABILITY REGIONS OF THE HYDRAULIC PIPES

---

#### Streszczenie

W pracy poddano analizie model opisujący drgania poprzeczne przewodu, wywołane pulsacjami prędkości przepływającej cieczy. Ruch układu opisano równaniem różniczkowym cząstkowym o okresowo zmiennych współczynnikach. Analizę przeprowadzono metodą Galerkin z wykorzystaniem wielomianów ortogonalnych jako funkcji kształtu. Do wyznaczenia obszarów niestabilnych zastosowano teorię Floqueta. Zbadano wpływ wybranych parametrów oraz warunków brzegowych na częstotliwości własne układu oraz na zakresy rezonansu parametrycznego.

*Słowa kluczowe: układy hydrauliczne, drgania wzbudzone przepływem, rezonans parametryczny*

#### Abstract

The paper is concerned with the analysis of a model describing the transverse vibrations induced by periodically variable fluid flow. Motion of the system was described by using partial differential equations with periodically variable coefficients. The analysis was performed by Galerkin method and orthogonal polynomials as shape functions. The instability regions were determined by Floquet theory. The influence of several parameters and boundary conditions on the natural frequencies and the instability regions were investigated.

*Keywords: hydraulic systems, flow-induced vibration, parametric resonance*

---

\* Dr hab. inż. Jan Łuczko, prof. PK, Instytut Mechaniki Stosowanej, mgr inż. Andrzej Czerwiński, Instytut Konstrukcji Maszyn, Wydział Mechaniczny, Politechnika Krakowska.

## 1. Wstęp

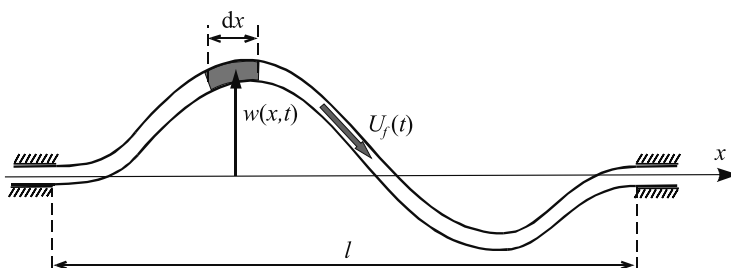
Drgania przewodów mogą być istotnym problemem w instalacjach przenoszących ciecz z dużymi prędkościami (np. w przemyśle naftowym, chemicznym, w energetyce wodnej, a także w przypadku układów hydrauliki siłowej). Gdy przez przewód zamocowany obustronnie przepływa ciecz ze stałą prędkością, może on utracić stabilność jedynie przez wyboczenie. Gdy prędkość przepływu zawiera składową okresowo zmienną, w pewnych warunkach mogą się w układzie wzbudzić drgania parametryczne [3, 4, 10–15]. Problem modelowania przewodów przenoszących ciecz oraz analizy otrzymanych równań ruchu był przedmiotem wielu prac naukowych [2, 5, 7, 10]. Badano drgania i stabilność przewodów o rozmaitym kształcie i sposobie zamocowania. Kompleksowy przegląd metod modelowania i analizy został przedstawiony w monografii [10]. Do numerycznego badania stabilności przewodów są wykorzystywane różne metody analizy matematycznej [4, 6, 8]. W pracy [3] autorzy rozważają przypadki rury obustronnie utwierdzonej oraz zamocowanej przegubowo, którą modelują za pomocą belki Eulera. Równania różniczkowe są rozwiązywane metodą Galerkina, granice obszarów niestabilnych określone są metodą uśredniania. Z kolei w pracach [6–8] autorzy badają zjawisko rezonansu parametrycznego rury zamocowanej przegubowo, wykorzystując metodę analizy wieloskalowej. W pracach [6, 7] granice stabilności są określone analitycznie. Autorzy pracy [11], analizując geometrycznie nieliniowe równanie drgań, wywołanych pulsacjami prędkości cieczy, wykazują zjawiska rezonansu parametrycznego, kombinowanego oraz wewnętrznego.

W niniejszej pracy poddano analizie przewód z przepływającą cieczą dla trzech różnych przypadków warunków brzegowych: obustronnego utwierdzenia, podparcia przegubowego z obu stron oraz utwierdzenia jednego końca przewodu i podparcia przegubowego drugiego jego końca. Celem pracy było zbadanie wpływu parametrów na częstości własne oraz zakresy stabilnych i niestabilnych rozwiązań. Drgania poprzeczne przewodu opisano równaniem różniczkowym cząstkowym o okresowo zmiennych współczynnikach, rozwiązaniem następnie metodą Galerkina. Jako funkcje kształtu przyjęto wielomiany ortogonalne. Obszary niestabilne wyznaczono numerycznie, wykorzystując teorię Floqueta [1]. W pracy przebadano wpływ prędkości przepływu, częstości i amplitudy pulsacji, ciśnienia na końcu przewodu, tłumienia wewnętrznego oraz tarcia pomiędzy cieczą a ściankami przewodu.

## 2. Model układu

Model badanego układu przedstawiono na rys. 1. Założono, że ciecz jest nieściśliwa, a prędkość przepływu  $U_f$  nie zależy od zmiennej  $x$  i jest stała w całym przekroju. Do opisu drgań poprzecznych przewodu o długości  $l$  wprowadzono współrzędną  $w(x, t)$ .

Układ sił działających na element cieczy o jednostkowej masie  $m_f$  oraz na element przewodu o masie  $m_p$  został pokazany na rys. 2. Uwzględniono siły poprzeczne  $Q$  i osiowe  $T$ , siły parcia  $pA$ , (gdzie:  $p$  – ciśnienie,  $A$  – powierzchnia pola przekroju wewnętrznego przewodu) oraz składowe normalne  $n$  i styczne  $\tau$  sił wewnętrznych w układzie rura–ciecz.



Rys. 1. Model układu

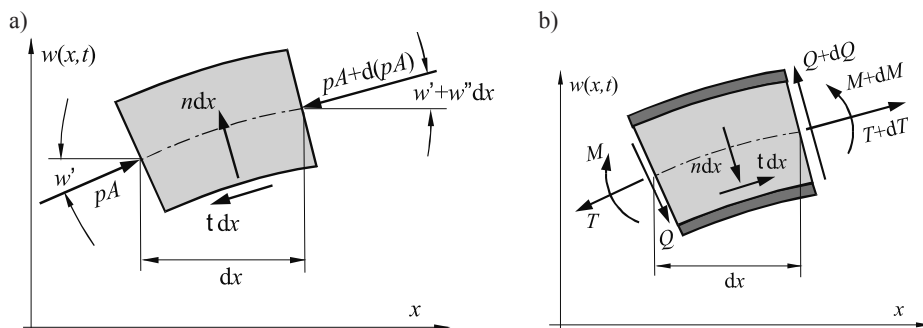
Fig. 1. Model of the system

Po uwzględnieniu wpływu sił osiowych oraz sił bezwładności wynikających z przepływu, drgania poprzeczne przewodu z cieczą opisuje następujące równanie [10]:

$$m \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + m_f \left[ \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} U_f^2 + 2 \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial t} U_f + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial U_f}{\partial t} \right] + (pA - T) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \frac{\partial Q}{\partial x} = 0 \quad (1)$$

gdzie  $m = m_p + m_f$ . Dla modelu Voigta–Kelvina tłumienia wewnętrznego [3, 11, 13, 14] siłę poprzeczną określa wzór:

$$Q = -EI_p \left[ \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} + \alpha \frac{\partial^4 w}{\partial x^3 \partial t} \right] \quad (2)$$



Rys. 2. Oznaczenia sił: a) element cieczy, b) element przewodu

Fig. 2. Indication of forces: a) fluid element, b) pipe element

W celu wyznaczenia składnika  $(pA - T)$  należy przeanalizować składowe osiowe siły działające na element przewodu z cieczą. Po pominięciu wpływu drgań osiowych otrzymuje się proste równanie [10]:

$$\frac{\partial(pA - T)}{\partial x} = -m_f \frac{\partial U_f}{\partial t} \quad (3)$$

z którego, po scałkowaniu w granicach od dowolnego  $x$  do  $l$ , wynika następująca zależność:

$$pA - T = p(l, t)A - T(l, t) + m_f \frac{\partial U_f}{\partial t} (l - x) \quad (4)$$

Do określenia sił stycznych (przypadających na jednostkę długości) w układzie rura–ciecz najczęściej wykorzystuje się hipotezę Darcy–Weisbacha:

$$\tau = -\frac{\partial T}{\partial x} = m_f \frac{\lambda}{2d} U_f^2 \quad (5)$$

przy czym parametr  $d$  jest średnicą wewnętrzną przewodu, a  $\lambda$  jest bezwymiarowym współczynnikiem oporów przepływu, zależnym od liczby Reynoldsa:

$$\text{Re} = \frac{U_f d}{v_f} \quad (6)$$

gdzie  $v_f$  jest współczynnikiem lepkości kinematycznej. W zakresie  $\text{Re} < 2100$ – $2300$  jest wykorzystywana zależność:

$$\lambda = \frac{75}{\text{Re}} \quad (7)$$

natomiast w zakresie  $2300 < \text{Re} < 50\,000$  stosuje się uproszczony wzór Blasiusa, słuszny dla rur hydraulicznie gładkich:

$$\lambda = \frac{0,3164}{\sqrt[4]{\text{Re}}} \quad (8)$$

Po scałkowaniu równania (5) w odpowiednich granicach otrzymuje się zależność:

$$T(x, t) = T(l, t) + m_f \frac{\lambda}{2d} U_f^2 (l - x) \quad (9)$$

Przyjmując dalej, że wartość średnia siły (9) jest równa wstępnemu naciągowi przewodu  $T_0$ , czyli:

$$T_0 = T(l, t) + m_f \frac{\lambda l}{4d} U_f^2 \quad (10)$$

oraz, że ciśnienie na końcu przewodu  $p(l, t) = p_0$  nie zależy od czasu, równanie (1) można, po wykorzystaniu związków (2), (4) i (10), sprowadzić do postaci:

$$\begin{aligned} m \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + m_f \left[ \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} U_f^2 + 2 \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial t} U_f \right] + EI_p \left[ \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \alpha \frac{\partial^5 w}{\partial x^4 \partial t} \right] + \\ + \left[ (p_0 A - T_0) + m_f \frac{\lambda l}{4d} U_f^2 + m_f \frac{\partial U_f}{\partial t} (l - x) \right] \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0 \end{aligned} \quad (11)$$

W pracach dotyczących podobnych zagadnień wprowadza się zmienne bezwymiarowe, odnosząc najczęściej przemieszczenia do długości przewodu  $l$ :

$$z(\xi, \tau) = w(x, t)/l \quad \xi = x/l \quad (12)$$

Bezwymiarowy czas jest definiowany związkiem:  $\tau = \omega_0 t$ , gdzie:

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{EI_p}{ml^4}} \quad (13)$$

jest częstością podstawową drgań giętych rury, wypełnionej nieruchomą cieczą. Równanie (11) w zmiennych bezwymiarowych ma postać:

$$\ddot{z} + 2\beta U \dot{z}' + [\sigma - q + (1 + \gamma)U^2 + \beta \dot{U}(1 - \xi)] z'' + z^{IV} + \zeta z^{IV} = 0 \quad (14)$$

przy czym kropką oznaczono pochodne względem zmiennej  $\tau$ , a primem względem  $\xi$ .

Bezwymiarowa prędkość przepływu jest zdefiniowana następująco:

$$U = \frac{\beta U_f}{\omega_0 l} \quad (15)$$

W prowadzonych dalej obliczeniach założono harmoniczną zmianę prędkości:

$$U = U_0(1 + A_U \sin \omega \tau) \quad (16)$$

gdzie  $U_0$  jest wartością średnią prędkości, a  $A_U$  i  $\omega$  są amplitudą i częstością pulsacji. Występujące w równaniu (14) parametry są zdefiniowane wzorami:

$$\begin{aligned} \beta &= \sqrt{\frac{m_f}{m}} & \sigma &= \frac{p_0 A l^2}{EI_p} & q &= \frac{T_0 l^2}{EI_p} \\ \nu &= \frac{\nu_f}{\omega_0 l^2} & \gamma &= \frac{\lambda l}{4d} & \zeta &= \alpha \cdot \omega_0 \end{aligned} \quad (17)$$

### 3. Metoda Galerkina

Analizując równanie (14), można określić zależność częstości własnych od parametrów, charakteryzujących zarówno przewód, jak i przepływającą ciecz, oraz wyznaczyć obszary stabilnych i niestabilnych rozwiązań. Do analizy wykorzystano dalej metodę Galerkina, zakładając rozwiązanie przybliżone w postaci:

$$z(\tau, \xi) = \sum_{j=1}^N \varphi_j(\xi) z_j(\tau) \quad (18)$$

Funkcje aproksymujące  $\varphi_j(\xi)$  powinny spełniać warunki brzegowe oraz tworzyć układ zupełny funkcji. Dla przegubowego podparcia obu końców przewodu mogą to być funkcje trygonometryczne. W przypadku innych warunków brzegowych, a zwłaszcza podczas analizy zagadnień nieliniowych, zastosowanie jako funkcji kształtu funkcji własnych odpowiedniego zagadnienia liniowego, może natrafiać na znaczne trudności natury rachunkowej. Wygodniejsze w zastosowaniach są wtedy funkcje wielomianowe. Problem doboru takich funkcji zostanie omówiony w następnym punkcie. Po wstawieniu założonej postaci rozwiązania (18) do równania (14) otrzymuje się równanie:

$$\sum_{j=1}^N \varphi_j \ddot{z}_j + [2\beta U \varphi_j' + \zeta \varphi_j^{IV}] \dot{z}_j + [(\sigma - q + (1 + \gamma)U^2 + \beta \dot{U}(1 - \xi)) \varphi_j'' + \varphi_j^{IV}] z_j = 0 \quad (19)$$

W metodzie Galerkin'a należy pomnożyć równanie (19) przez kolejne funkcje kształtu  $\varphi_k(\xi)$ , ( $k = 1, 2, \dots, N$ ), a następnie scałkować uzyskane równania w odpowiednich granicach. Po wykorzystaniu warunków ortogonalności:

$$\int_0^1 \varphi_j(\xi) \varphi_k(\xi) d\xi = \delta_{jk} \quad (20)$$

gdzie  $\delta_{jk}$  jest deltą Kroneckera, ruch układu opisuje układ równań różniczkowych zwyczajnych o następującej postaci:

$$\ddot{z}_k(\tau) + \sum_{j=1}^N [B_{kj} \dot{z}_j(\tau) + C_{kj} z_j(\tau)] = 0 \quad k = 1, 2, \dots, N \quad (21)$$

Występujące w równaniach (21) współczynniki wyrażają się wzorami:

$$B_{kj} = \int_0^1 [2\beta U \varphi_j'(\xi) + \zeta \varphi_j^{IV}(\xi)] \varphi_k(\xi) d\xi \quad (22)$$

$$C_{kj} = \int_0^1 [(\sigma - q + (1 + \gamma)U^2 + \beta \dot{U}(1 - \xi)) \varphi_j''(\xi) + \varphi_j^{IV}(\xi)] \varphi_k(\xi) d\xi \quad (23)$$

Równania (21) w zapisie macierzowym można przedstawić następująco:

$$\ddot{\mathbf{z}} + \mathbf{B}\dot{\mathbf{z}} + \mathbf{C}\mathbf{z} = \mathbf{0} \quad (24)$$

przy czym macierz  $\mathbf{C}$  jest macierzą sztywności, a macierz  $\mathbf{B}$  jest sumą macierzy symetrycznej, odpowiedzialnej za rozpraszanie energii (we wzorze (22) składnik ze współczynnikiem  $\zeta$ ) oraz macierzy antysymetrycznej, uwzględniającej wpływ efektów żyroskopowych (składnik zależny od prędkości  $U$ , reprezentujący siły Coriolisa). Równanie (24) jest równaniem liniowym o zmiennych współczynnikach z uwagi na zależność prędkości przepływu  $U$  od czasu.



#### 4. Funkcje kształtu

W celu skonstruowania wielomianowych funkcji aproksymujących buduje się najpierw liniowo niezależne funkcje  $\phi_1(\xi)$ ,  $\phi_2(\xi)$ , ...,  $\phi_N(\xi)$ , spełniające zadane warunki brzegowe w przedziale  $(0, 1)$ . Można założyć następującą postać wielomianową tych funkcji:

$$\phi_j(\xi) = a_{0j} + a_{1j}\xi + a_{2j}\xi^2 + \dots + a_{j+3,j}\xi^{j+3} = \sum_{k=0}^{j+3} a_{kj}\xi^k \quad j = 1, 2, \dots, N \quad (25)$$

Funkcje opisujące przemieszczenia poprzeczne muszą spełniać cztery warunki brzegowe, po dwa na każdym końcu przewodu (dla  $\xi = 0$  i  $\xi = 1$ ). Po ich wykorzystaniu można dla dowolnie przyjętych wartości parametrów  $a_{4j}$ ,  $a_{5j}$ , ...,  $a_{nj}$ , gdzie  $n = j + 3$  (np. równych jedności), wyznaczyć cztery pierwsze współczynniki  $a_{0j}$ ,  $a_{1j}$ ,  $a_{2j}$ ,  $a_{3j}$  rozwiązania (25). W formie przykładu rozważmy pręt utwierdzony z lewej strony i podparty przegubowo na prawym końcu. Funkcje  $\phi_j(\xi)$  powinny spełniać następujące warunki brzegowe:

$$\phi_j(0) = \phi_j'(0) = \phi_j(1) = \phi_j''(1) = 0 \quad (26)$$

Z warunków dla  $\xi = 0$  otrzymamy  $a_{0j} = a_{1j} = 0$ . Z pozostałych warunków (dla  $\xi = 1$ ) wynikają dwa równania:

$$\begin{aligned} a_{2j} + a_{3j} &= -\sum_{k=4}^{j+3} a_{kj} \\ 2a_{2j} + 6a_{3j} &= -\sum_{k=4}^{j+3} k(k-1)a_{kj} \end{aligned} \quad (27)$$

określające współczynniki  $a_{2j}$  i  $a_{3j}$  wielomianu stopnia  $j + 3$ . Przy założeniu  $a_{kj} = 1$  dla  $4 \leq k \leq j + 3$  ( $j = 1, 2, \dots, N$ ) pierwsze trzy wielomiany mają następującą postać:

$$\begin{aligned} \phi_1(\xi) &= (1, 5 - 2, 5\xi + \xi^2)\xi^2 \\ \phi_2(\xi) &= (5 - 7\xi + \xi^2 + \xi^3)\xi^2 \\ \phi_3(\xi) &= (11 - 14\xi + \xi^2 + \xi^3 + \xi^4)\xi^2 \end{aligned} \quad (28)$$

Wyznaczone w ten sposób wielomiany nie są ortogonalne. W celu skonstruowania bazy wielomianów ortonormalnych  $\varphi_1(\xi)$ ,  $\varphi_2(\xi)$ , ...,  $\varphi_N(\xi)$  wykorzystuje się najczęściej metodę ortogonalizacji Grama-Schmidta. Po zdefiniowaniu iloczynu skalarnego dwóch funkcji:

$$(\varphi, \phi) = \int_0^1 \varphi(\xi)\phi(\xi)d\xi \quad (29)$$

oraz po przyjęciu dla normy funkcji oznaczenia:

$$\|\varphi\| = \sqrt{(\varphi, \varphi)} = \sqrt{\int_0^1 \varphi^2(\xi) d\xi} \quad (30)$$

pierwszy wielomian można wyznaczyć ze wzoru:

$$\varphi_1(\xi) = \frac{\phi_1(\xi)}{\|\phi_1\|} \quad (31)$$

Kolejne wielomiany określa wzór rekurencyjny:

$$\varphi_j(\xi) = \frac{\vartheta_j(\xi)}{\|\vartheta_j\|} \quad (32)$$

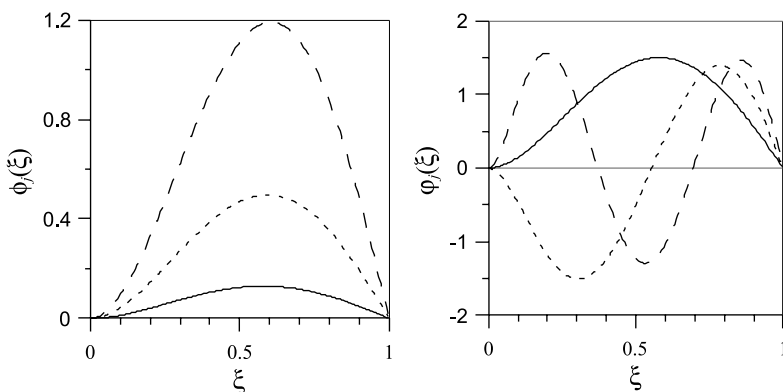
przy czym:

$$\vartheta_j(\xi) = \phi_j(\xi) - \sum_{k=1}^{j-1} (\phi_j, \varphi_k) \varphi_k(\xi) \quad (33)$$

W rozważanym przypadku trzy pierwsze wielomiany ortonormalne określają wzory:

$$\begin{aligned} \varphi_1(\xi) &= 17,2749\xi^2 - 28,7914\xi^3 + 11,5166\xi^4 \\ \varphi_2(\xi) &= -68,8591\xi^2 + 248,952\xi^3 - 280,733\xi^4 + 100,640\xi^5 \\ \varphi_3(\xi) &= 179,412\xi^2 - 1077,53\xi^3 + 2241,06\xi^4 - 1950,17\xi^5 + 607,240\xi^6 \end{aligned} \quad (34)$$

Na rysunku 3 pokazano wykresy pierwszych trzech wielomianów  $\phi_j(\xi)$  i skonstruowanych na ich podstawie metodą Grama-Schmidta wielomianów ortonormalnych  $\varphi_j(\xi)$ .



Rys. 3. Wielomiany tworzące i ortonormalne

Fig. 3. Generator and orthonormal polynomials

Dla obustronnego podparcia przegubowego odpowiednie funkcje kształtu mają postać:

$$\begin{aligned}\varphi_1(\xi) &= 4,50806\xi - 9,01611\xi^3 + 4,50806\xi^4 \\ \varphi_2(\xi) &= -9,61249\xi + 96,1249\xi^3 - 144,187\xi^4 + 57,6750\xi^5 \\ \varphi_3(\xi) &= 15,9929\xi - 435,955\xi^3 + 1227,90\xi^4 - 1211,91\xi^5 + 403,969\xi^6\end{aligned}\quad (35)$$

Dla obustronnego utwierdzenia zostaną wykorzystane wzory:

$$\begin{aligned}\varphi_1(\xi) &= 25,0998\xi^2 - 50,1996\xi^3 + 25,0998\xi^4 \\ \varphi_2(\xi) &= -83,2466\xi^2 + 332,986\xi^3 - 416,233\xi^4 + 166,493\xi^5 \\ \varphi_3(\xi) &= 202,361\xi^2 - 1295,11\xi^3 + 2873,53\xi^4 - 2671,17\xi^5 + 890,389\xi^6\end{aligned}\quad (36)$$

## 5. Obszary stabilności

Przy stosowaniu metod numerycznych wyznaczania oraz badania stabilności rozwiązań równanie (24) sprowadza się do postaci:

$$\dot{\mathbf{v}} = \mathbf{A}\mathbf{v} \quad (37)$$

gdzie:

$$\mathbf{v} = \begin{bmatrix} \mathbf{z} \\ \dot{\mathbf{z}} \end{bmatrix} \quad \mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} \\ -\mathbf{C} & -\mathbf{B} \end{bmatrix} \quad (38)$$

Wykorzystując procedury numeryczne do rozwiązywania zagadnienia własnego, można wyznaczyć wartości własne macierzy  $\mathbf{A}$ . Części urojone wartości własnych określają częstości własne, natomiast na podstawie znaku części rzeczywistych można wnioskować odnośnie do stabilności rozwiązań.

Ponieważ równanie (37) jest równaniem liniowym o okresowo zmiennych współczynnikach (o okresie  $T = 2\pi/\omega$ ), do wyznaczenia obszarów stabilnych rozwiązań można wykorzystać teorię Floqueta [1]. W tym celu należy pomocniczo wyznaczyć macierz monodromii  $\mathbf{M} = \mathbf{F}(T)$ , zdefiniowaną przez macierz fundamentalną  $\mathbf{F}$  (matrycant), spełniającą macierzowe równanie różniczkowe:

$$\frac{d\mathbf{F}}{d\tau} = \mathbf{A}\mathbf{F} \quad (39)$$

oraz następujące warunki początkowe:

$$\mathbf{F}(0) = \mathbf{I} \quad (40)$$

Wartości własne  $\mu_k$  macierzy monodromii, nazywane mnożnikami charakterystycznymi Floqueta, decydują o stabilności rozwiązań okresowych. Jeśli choć jeden mnożnik spełnia nierówność  $|\mu_k| > 1$ , to rozwiązanie jest niestabilne. Mnożniki Floqueta wyznacza się, rozwiązując zagadnienie własne:

$$(\mathbf{M} - \mu\mathbf{I})\mathbf{u} = \mathbf{0} \quad (41)$$

Badając warunek  $|\mu_k| > 1$  można wyznaczyć niestabilne obszary w przestrzeni wybranych parametrów układu.

## 6. Rezultaty analiz numerycznych

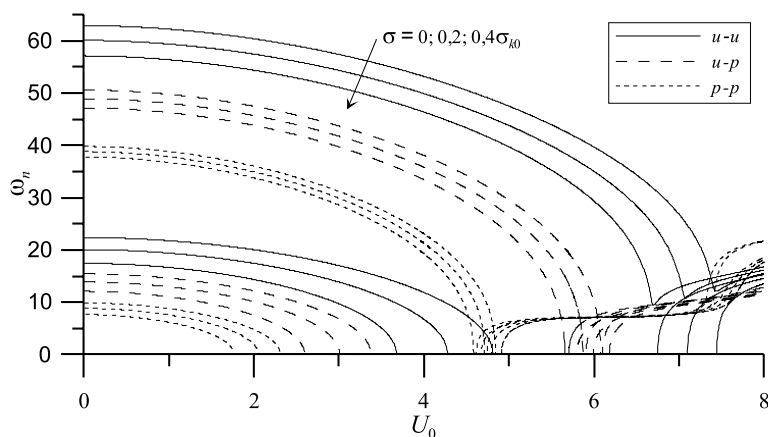
Wzory (21–24) oraz (34–41) stanowią podstawę algorytmu obliczeń numerycznych do wyznaczania częstości własnych oraz obszarów niestabilności. Podczas badania wpływu parametrów układu na stabilność rozwiązań obliczenie elementów macierzy monodromii wymaga wielokrotnego numerycznego całkowania równania macierzowego (39). W celu zapewnienia dostatecznej dokładności, a także minimalizacji czasu obliczeń, wskazane jest wykorzystanie wzorów analitycznych, określających elementy (22) i (23) macierzy  $\mathbf{B}$  i  $\mathbf{C}$ . W pracy wzory takie uzyskano za pomocą pakietu Maple 9. W programie, sporządzonym w języku Fortran, wykorzystano procedury z biblioteki IMSL do całkowania numerycznego (metody Runge–Kutty–Vernera 5-go i 6-go rzędu oraz metody Adamsa i Geara) oraz rozwiązywania zagadnienia własnego (algorytm QR zastosowany do postaci Hessenberga macierzy  $\mathbf{A}$ ).

Obliczenia numeryczne wykonano dla trzech typów zamocowania końców przewodu: przegub-przegub ( $p-p$ ), utwierdzenie-przegub ( $u-p$ ) oraz utwierdzenie-utwierdzenie ( $u-u$ ). Wyznaczając częstości drgań własnych, założono stałą wartość prędkości przepływu, czyli pominięto tu wpływ amplitudy pulsacji prędkości. Można też wyznaczać chwilowe wartości częstości, rozwiązując zagadnienie własne dla wybranych punktów czasowych w okresie wymuszenia. Wyznaczone w ten sposób częstości oscylują wokół obliczonych dla stałej prędkości przepływu. Zakres ich zmian zwiększa się ze wzrostem amplitudy pulsacji, co powoduje zwiększanie zakresów rezonansu parametrycznego. Zakresy te, wyznaczone dalej metodą Floqueta, uwzględniają już zależność (16) prędkości przepływu od czasu.

Największy wpływ na częstości drgań własnych mają bezwymiarowe parametry  $U_0$  i  $\sigma$ , związane ze średnią prędkością przepływu i ciśnieniem na końcu przewodu. Ze wzrostem zarówno prędkości  $U_0$ , jak i ciśnienia  $\sigma$  maleją częstości drgań własnych. Zmniejszanie częstości ze wzrostem prędkości jest tu efektem działania siły odśrodkowej bezwładności (w równaniu (14) składnik  $U_2 z''$ ), działającej przeciwnie do sił sprężystości. Wzrost ciśnienia powoduje powstanie siły ściskającej, również powodującej zmniejszanie się częstości drgań własnych.

Wpływ parametrów  $U_0$  i  $\sigma$  na dwie pierwsze częstości ilustrują krzywe przedstawione na rys. 4. Wykresy sporządzono dla rozważanych w pracy warunków brzegowych, uwzględniając opory przepływu (przyjęto  $\nu = 2 \times 10^{-6}$ ). Dla ustalonych wartości parametru  $\sigma$ , zmieniano dostatecznie gęsto wartość parametru  $U_0$ .

Najsilniej maleje częstość podstawowa układu i może ona osiągnąć wartość zerową dla dostatecznie dużych wartości parametru  $U_0$  i  $\sigma$ , nazywanych dalej wartościami krytycznymi  $U_k$  i  $\sigma_k$ . Dla wartości większych od wartości krytycznych układ traci stabilność przez wyboczenie (dywergencję). Wartość krytyczna  $U_k$  zależy od wartości ciśnienia i odwrotnie – na wartość  $\sigma_k$  ma wpływ prędkość przepływu.



Rys. 4. Wpływ prędkości przepływu  $U_0$  oraz ciśnienia  $\sigma$  na częstotliwości  $\omega_1$  i  $\omega_2$  dla trzech typów zamocowania przewodu ( $\beta = 0,5$ ,  $d/l = 0,008$ ,  $\zeta = 0,001$ )

Fig. 4. The influence of flow velocity  $U_0$  and pressure  $\sigma$  on the frequencies  $\omega_1$  and  $\omega_2$  for different types of pipe support ( $\beta = 0.5$ ,  $d/l = 0.008$ ,  $\zeta = 0.001$ )

Tabela 1

#### Wartości parametrów krytycznych dla różnych warunków brzegowych

Parametr	Typ zamocowania		
	przegub–przegub	utwierdzenie–przegub	utwierdzenie–utwierdzenie
Częstość własna $\omega_{10}$	$\pi^2$	15,415	22,373
Prędkość krytyczna $U_{k0}$	$\pi$	4,492	$2 \cdot \pi$
Ciśnienie krytyczne $\sigma_{k0}$	$\pi^2$	$2 \cdot \pi^2$	$4 \cdot \pi^2$

W tabeli 1 podano wartości krytyczne:  $U_{k0}$  ( $U_k$  dla  $\sigma = 0$  i  $\nu = 0$ ) [10],  $\sigma_{k0}$  (dla  $U_0 = 0$  i  $\nu = 0$ ) oraz wartości częstości podstawowej  $\omega_{10}$  (dla  $U_0 = 0$ ,  $\sigma = 0$  i  $\nu = 0$ ), obliczone dla różnych typów warunków brzegowych. Parametry  $\sigma_{k0}$  i  $\omega_{10}$  są określone wzorami analitycznymi, przy czym pierwszy z nich może być interpretowany jako bezwymiarowa siła Eulera, powodująca wyobczenie pręta. Zmiana sposobu zamocowania przewodu z przegubowego na utwierdzenie powoduje wzrost wartości częstości podstawowej oraz obu wartości krytycznych.

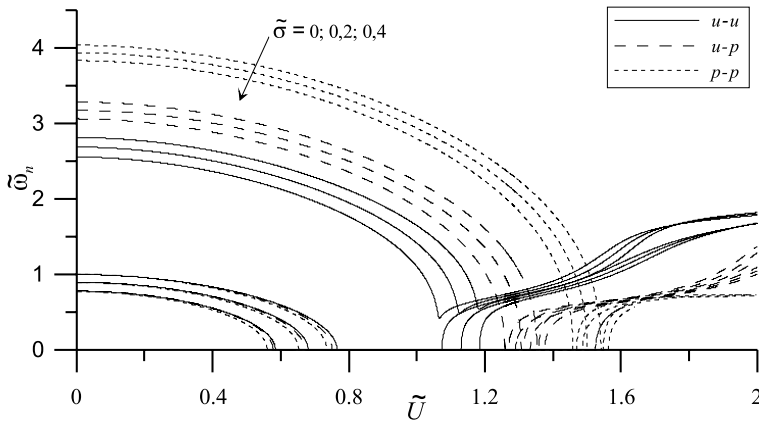
W zakresie prędkości większych od krytycznej pokazane na rys. 4 wykresy częstości mają interesujące przebiegi. Układ liniowy w tym zakresie jest niestabilny, jednak po uwzględnieniu nieliniowości, np. geometrycznych, również w tym zakresie są możliwe drgania o ograniczonych amplitudach.

W celu zorientowania się, jakie formy drgań odpowiadają kolejnym częstościom, należy przeanalizować współrzędne odpowiednich wektorów własnych. W ogólnym przypadku, przy uwzględnieniu wpływu tłumienia, zarówno wartości własne, jak i współrzędne wektorów są liczbami zespolonymi, najczęściej parami sprzężonymi. Moduły współrzędnych wektora własnego informują o amplitudach przemieszczeń  $z_j$  i prędkości  $\dot{z}_j$ ,  $j = 1, 2, 3$ ) z wybraną

częstością  $\omega_k$ . Okazuje się, że w zakresie prędkości podkrytycznych częstości  $\omega_k$  odpowiada wektor z dominującą współrzędną  $z_k$ , czyli kolejnym częstościom odpowiadają kolejne formy drgań. W zakresie nadkrytycznym forma drgań jest bardziej złożona i jest ona przeważnie kombinacją pierwszej i drugiej formy drgań.

Przykładowo, dla podparcia przegubowego ( $\sigma = 0,2\sigma_{k0}$ ) w zakresie podkrytycznym (dla  $U_0 = 0,5U_{k0}$ ) częstości podstawowej  $\omega_1$  odpowiadają następujące współczynniki charakteryzujące przemieszczenia: 0,978, 0,018 i 0,004, natomiast w zakresie nadkrytycznym (dla  $U_0 = 1,5U_{k0}$ ) wartości odpowiednich współczynników są równe: 0,46, 0,514 i 0,026.

Obserwując wykresy częstości, można zauważyć duży wpływ sposobu zamocowania na wartości parametrów krytycznych (prędkości i ciśnienia) oraz na wartość częstości podstawowej. Sytuacja ulega zmianie po odniesieniu prędkości, ciśnienia oraz częstości do wartości podanych w tabeli 1.



Rys. 5. Wpływ prędkości przepływu  $\tilde{U}$  oraz ciśnienia  $\tilde{\sigma}$  na częstości własne  $\tilde{\omega}_1$  i  $\tilde{\omega}_2$  układu dla trzech typów zamocowania przewodu ( $\beta = 0,5$ ,  $d/l = 0,008$ ,  $\zeta = 0,001$ )

Fig. 5. The influence of flow velocity  $\tilde{U}$  and pressure  $\tilde{\sigma}$  on the frequencies  $\tilde{\omega}_1$  and  $\tilde{\omega}_2$  for different types of pipe support ( $\beta = 0.5$ ,  $d/l = 0.008$ ,  $\zeta = 0.001$ )

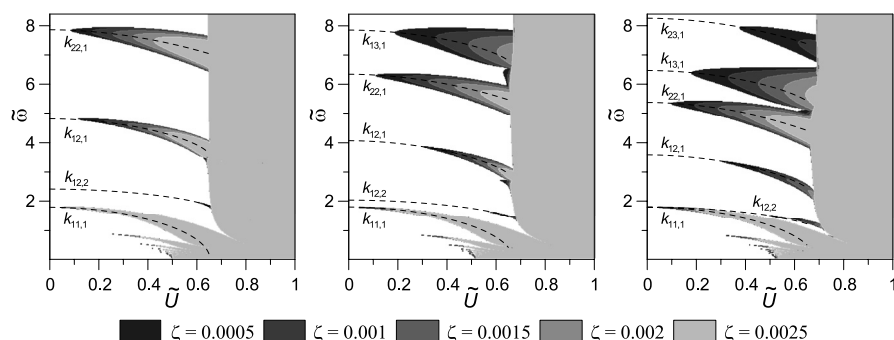
Na rys. 5 zostały przedstawione wykresy, odpowiadające pokazanym na rysunku 4, ilustrujące wpływ parametrów:  $\tilde{U} = U_0/U_{k0}$  (prędkości) i  $\tilde{\sigma} = \sigma/\sigma_{k0}$  (ciśnienia) na zmienne  $\tilde{\omega}_n = \omega_n/\omega_{10}$  (częstości). Przy takim sposobie prezentacji rezultatów analizy wartość parametru  $\tilde{\omega}_1$ , związanego z częstością podstawową, w małym stopniu zależy od sposobu zamocowania końców przewodu. Tylko dla prędkości zbliżonych do wartości krytycznych uwiadczenia się niewielki wpływ warunków brzegowych na parametr  $\tilde{\omega}_1$ . Sposób zamocowania końców przewodu decyduje o wartościach parametru  $\tilde{\omega}_2$  (a także  $\tilde{\omega}_3$ ), charakteryzujących rozkład kolejnych częstości własnych.

W dalszej analizie wpływu parametrów układu na obszary stabilności wykorzystano wprowadzone parametry:  $\tilde{U}$ ,  $\tilde{\sigma}$ ,  $\tilde{\omega}_n$  oraz parametr  $\tilde{\omega} = \omega/\omega_{10}$  określający stosunek częstości wymuszenia do częstości podstawowej.

Na rys. 6 przedstawiono obszary niestabilnych rozwiązań na płaszczyźnie  $\tilde{\omega}-\tilde{U}$ . Wykresy sporządzono dla różnych wartości współczynnika tłumienia wewnętrznego

( $\zeta = 0,0005 \div 0,0025$ ) z uwzględnieniem oporów przepływu (przyjęto  $\nu = 2 \times 10^{-6}$ ), zakładając różne sposoby zamocowania końców przewodu. Wprowadzono dostatecznie gęsty równomierny podział płaszczyzny parametrów (najczęściej  $400 \times 400$  punktów). W zaciemnionych obszarach (kolor najciemniejszy dla  $\zeta = 0,0005$ , kolor najjaśniejszy dla  $\zeta = 0,0025$ ) rozwiązania równania różniczkowego (14) są niestabilne. Gładkość krzywych ograniczających obszary niestabilności dobrze świadczy o dokładności zastosowanych metod.

Dodatkowo naniesiono wykresy  $\tilde{\omega} = (\tilde{\omega}_n + \tilde{\omega}_m) / l$  ( $n, m = 1, 2, 3; l = 1, 2, \dots$ ) dla wybranych wartości  $n, m, l$  (krzywe  $k_{nm,l}$ ), określające zależność częstości wymuszenia od kombinacji częstości drgań własnych. Przebieg krzywych  $k_{nm,l}$  zależy od bezwymiarowej prędkości przepływu  $\tilde{U}$ . Dla częstości wymuszenia, spełniającej podane wyżej związki powinno zachodzić zjawisko rezonansu parametrycznego [9, 12]. Przykładowo, dla  $n = m = l = 1$  mamy do czynienia z rezonansem podstawowym ( $\tilde{\omega} = 2\tilde{\omega}_1$  – krzywa  $k_{11,1}$ ), a dla  $n = l = 1, m = 2$  z podstawowym rezonansem kombinowanym ( $\tilde{\omega} = \tilde{\omega}_1 + \tilde{\omega}_2$  – krzywa  $k_{12,1}$ ).



Rys. 6. Wpływ tłumienia wewnętrznego na niestabilne obszary; płaszczyzna  $\tilde{U} - \tilde{\omega}$  ( $\tilde{\sigma} = 0,2$ ,  $A_U = 0,3$ ,  $\beta = 0,5$ ): a) przegubowe podparcie, b) utwierdzenie-przegub, c) obustronne utwierdzenie

Fig. 6. The influence of internal damping on the instability regions; plane  $\tilde{U} - \tilde{\omega}$  ( $\tilde{\sigma} = 0.2$ ,  $A_U = 0.3$ ,  $\beta = 0.5$ ): a) pinned – pinned, b) clamped – pinned, c) clamped – clamped

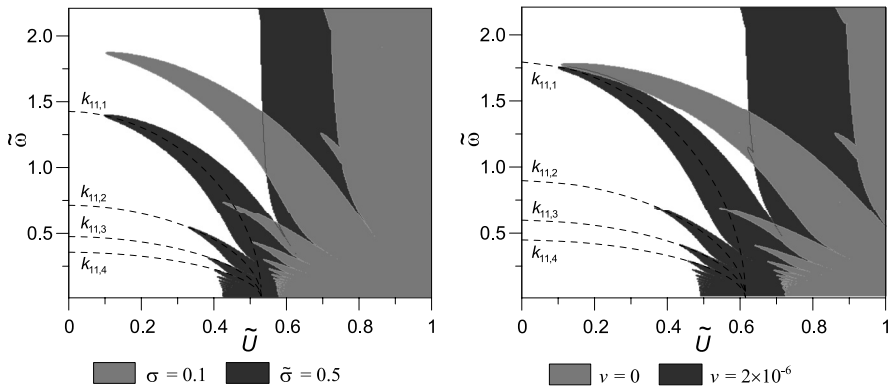
Analizując rezultaty, pokazane na rys. 6, można stwierdzić duże podobieństwa (niezależne od sposobu zamocowania) w występowaniu obszarów rezonansów parametrycznych, zwłaszcza dla mniejszych wartości częstości wymuszenia. Pewne różnice ilościowe wynikają tu z różnego rozkładu częstości własnych (rys. 5).

W zakresie wyższych częstości najbardziej złożoną strukturę mają obszary niestabilne w przypadku obustronnego utwierdzenia (rys. 6c), co częściowo wynika z faktu, że dla tego typu zamocowania różnice między bezwymiarowymi częstościami  $\tilde{\omega}_n$  ( $n = 1, 2, 3$ ) dla prędkości podkrytycznych są najmniejsze (rys. 5). W tym zakresie są widoczne trzy stosunkowo szerokie obszary rezonansów parametrycznych. Pierwszy obszar można interpretować jako podstawowy rezonans parametryczny związany z drugą częstością drgań własnych (w pobliżu krzywej  $k_{22,1}$ ), w następnych kombinowanych rezonansach uwidacznia się wpływ trzeciej częstości (krzywe  $k_{13,1}$  i  $k_{23,1}$ ).

Ze wzrostem tłumienia wewnętrznego omawiane obszary wyraźnie się zmniejszają w przeciwieństwie do obszarów leżących w zakresie niższych częstości. Z tego powodu – z punktu

widzenia praktycznego – ważniejszy jest zakres rezonansu podstawowego oraz rezonansów typu  $\tilde{\omega} = 2\tilde{\omega}_1 / l$ . Tutaj wyniki badania stabilności w bardzo małym stopniu zależą od warunków brzegowych, co jest efektem wprowadzenia nowych zmiennych  $\tilde{U}$ ,  $\tilde{\sigma}$  i  $\tilde{\omega}$ . Analizując dokładniej ten zakres częstości, można się zatem ograniczyć do pokazania rezultatów dla jednego typu warunków brzegowych, przykładowo dla przewodu utwierdzonego z obu stron.

Na rys. 7 pokazano obszary niestabilne dla przypadku przewodu utwierdzonego obustronnie, ilustrujące jednocześnie wpływ ciśnienia na końcu przewodu (rys. 7a) oraz wpływ oporów przepływu (rys. 7b). Ograniczono się do prezentacji rezonansów parametrycznych związanych z częstością podstawową układu.



Rys. 7. Obszary niestabilności; płaszczyzna  $\tilde{U} - \tilde{\omega}$  ( $A_U = 0,25$ ,  $\beta = 0,5$ ,  $\zeta = 0,001$ ): a) wpływ ciśnienia ( $\nu = 2 \times 10^{-6}$ ); b) wpływ oporów przepływu ( $\tilde{\sigma} = 0,2$ )

Fig. 7. The instability regions; plane  $\tilde{U} - \tilde{\omega}$  ( $A_U = 0,25$ ,  $\beta = 0,5$ ,  $\zeta = 0,001$ ): a) influence of pressure ( $\nu = 2 \times 10^{-6}$ ); b) influence of flow resistance ( $\tilde{\sigma} = 0,2$ )

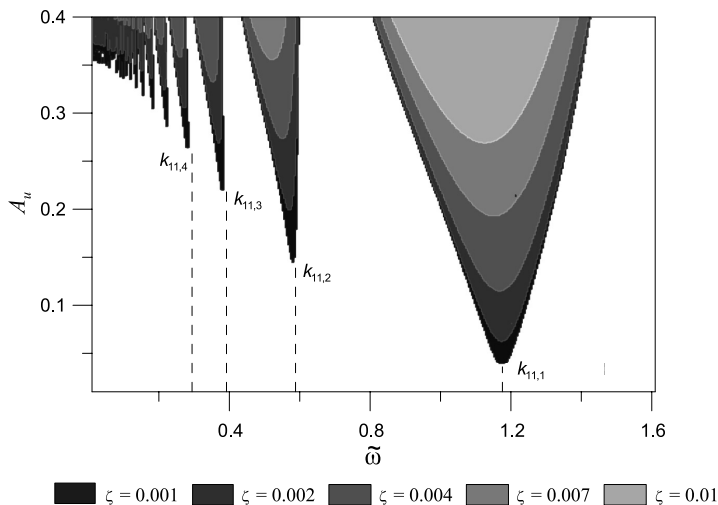
Obszary niestabilne, wyznaczone w oparciu o analizę wartości mnożników Floqueta, otaczają tu krzywe  $\tilde{\omega} = 2\tilde{\omega}_l / l$ . ( $l = 1, 2, 3, \dots$ ). Ze wzrostem ciśnienia (obszar ciemniejszy) rezonans parametryczny zachodzi dla niższych częstości (ponieważ częstość podstawowa maleje), a utrata stabilności przez wyboczenie ma miejsce dla mniejszych prędkości przepływu (prędkość krytyczna maleje). Obszary niestabilne poszerzają się ze wzrostem średniej prędkości przepływu  $\tilde{U}$ .

Wpływ oporów przepływu jest zbliżony do omawianego wcześniej wpływu ciśnienia. Tylko dla małych prędkości przepływu parametr  $\gamma$ , zależny od współczynnika lepkości  $\nu$ , w mniejszym stopniu wpływa na częstość podstawową układu i w związku z tym na podstawowy rezonans parametryczny. Te pewne analogie wynikają z przyjętej hipotezy, dotyczącej stałości ciśnienia na końcu przewodu. Przy uwzględnieniu wpływu lepkości cieczy jest wymagane odpowiednio wyższe ciśnienie na początku przewodu.

Wykresy, pokazane na rys. 8, ilustrują wpływ tłumienia wewnętrznego w przewodzie na obszary niestabilności w przestrzeni parametrów: częstość  $\tilde{\omega}$  i amplituda pulsacji  $A_U$ . Obliczenia przeprowadzono dla:  $\tilde{U} = 0,5$ ,  $\tilde{\sigma} = 0,2$ ,  $\nu = 2 \times 10^{-6}$  oraz następujących wartości współczynnika tłumienia wewnętrznego:  $\zeta = 0,001, 0,002, 0,004, 0,007, 0,01$ . Liniami przerywanymi zaznaczono, jak na poprzednich rysunkach, przewidywane wartości częstości rezonansowych. Na rysunku widoczne są zakresy kolejnych rezonansów parametrycznych, a rezonanse o niż-



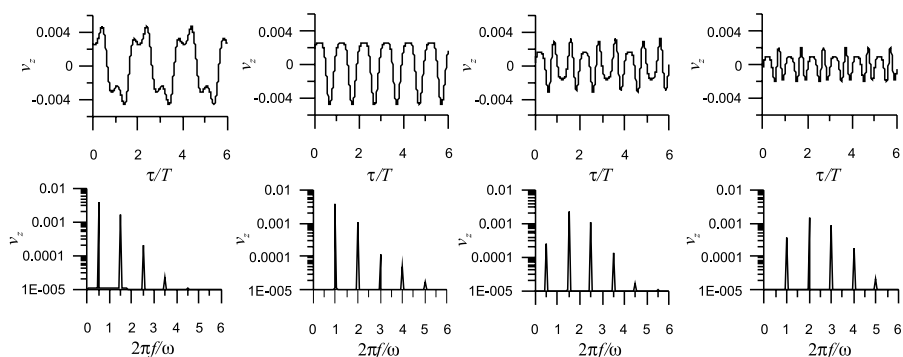
szych częstotliwościach uwidaczniają się przy coraz większych amplitudach pulsacji. Zwiększenie tłumienia wewnętrznego zmniejsza obszary niestabilnych rozwiązań, przy czym drgania rezonansowe są możliwe tylko dla dostatecznie dużych amplitud pulsacji prędkości przepływu.



Rys. 8. Wpływ tłumienia wewnętrznego na obszary niestabilności; płaszczyzna  $\tilde{\omega} - A_U$

Fig. 8. The influence of internal damping on the instability regions; plane  $\tilde{\omega} - A_U$

Z analizy modelu liniowego wynika, że z rozwiązaniami okresowymi można mieć do czynienia tylko na granicach obszarów stabilności. W zakresach stabilnych drgania zanikają, a w niestabilnych narastają one w sposób nieograniczony. W celu zbadania charakteru drgań można zatem analizować tylko rozwiązania odpowiadające punktom leżącym na granicach wyznaczonych obszarów.



Rys. 9. Przebiegi czasowe i widma ( $\tilde{U} = 0,5$ ,  $\tilde{\sigma} = 0,2$ ,  $A_U = 0,3$ ,  $\zeta = 0,001$ ): a)  $\tilde{\omega} = 1,38004$ , b)  $\tilde{\omega} = 0,59164$ , c)  $\tilde{\omega} = 0,377847$ , d)  $\tilde{\omega} = 0,277576$

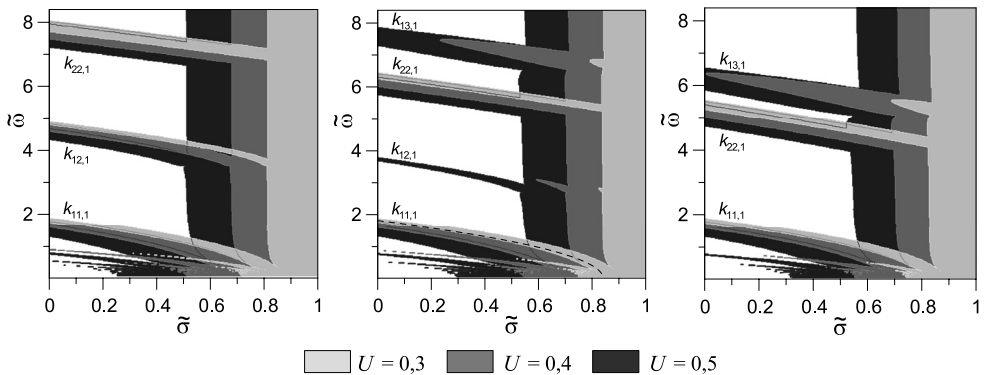
Fig. 9. Time histories and spectra ( $\tilde{U} = 0.5$ ,  $\tilde{\sigma} = 0.2$ ,  $A_U = 0.3$ ,  $\zeta = 0.001$ ): a)  $\tilde{\omega} = 1.38004$ , b)  $\tilde{\omega} = 0.59164$ , c)  $\tilde{\omega} = 0.377847$ , d)  $\tilde{\omega} = 0.277576$

Na rys. 9 przedstawiono rezultaty takich analiz (przebiegi czasowe oraz widma) w czterech wybranych punktach przecięcia prostej poziomej  $A_U = 0,3$  z granicami obszarów pokazanych na rysunku 8. Ustalono wartości następujących parametrów:  $\tilde{U} = 0,5$ ,  $\tilde{\sigma} = 0,2$ ,  $\zeta = 0,001$ , zmieniając tylko częstość pulsacji prędkości. W celu wyznaczenia przebiegów czasowych całkowano numerycznie równanie (24) metodą Runge-Kutty ze zmiennym krokiem, natomiast widma uzyskano, wykorzystując dodatkowo algorytmy FFT. Wykresy sporządzono dla prędkości  $v_z$ , obliczonej w punkcie oddalonym o  $1/4$  długości przewodu od punktu jego zamocowania z uwagi na fakt, że w punkcie tym uwidacznia się wpływ wszystkich badanych form drgań (czyli zmiennych  $z_1$ ,  $z_2$  i  $z_3$ ).

Drgania na granicy podstawowego rezonansu parametrycznego (rys. 9a) mają charakter drgań podharmonicznych drugiego rzędu, tzn. częstość drgań jest równa połowie częstości wymuszenia. Interesującym jest tu fakt, że w sygnale obserwuje się tylko nieparzyste harmoniczne (odległość między pikami widma jest równa częstości pulsacji).

W kolejnym punkcie, leżącym na granicy drugiego obszaru (rys. 9b) drgania mają charakter sygnału poliharmonicznego o częstości równej częstości wymuszenia.

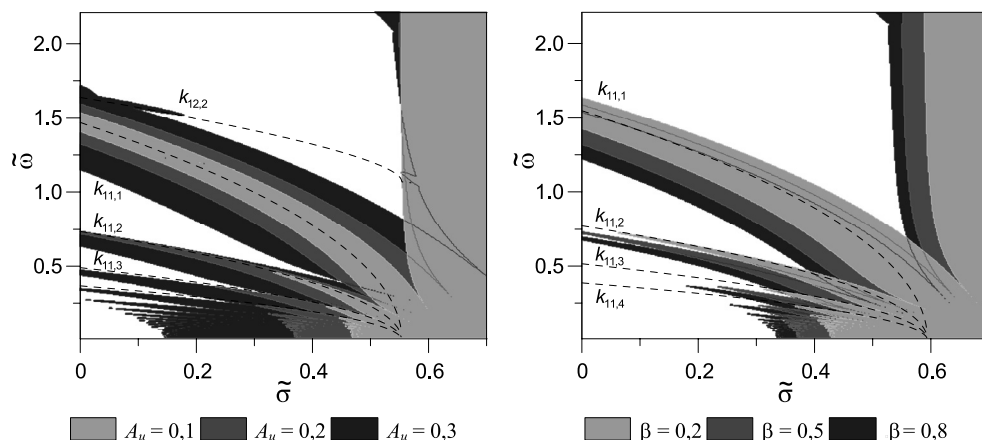
Analiza kolejnych rezultatów (rys. 9c, 9d) pozwala na pewne uogólnienie wyciągniętych wniosków. W kolejnych rezonansach obserwuje się na przemian drgania  $2T$ -okresowe i okresowe, zawierające odpowiednio nieparzyste harmoniczne oraz wszystkie harmoniczne.



Rys. 10. Wpływ prędkości przepływu na obszary niestabilności; płaszczyzna  $\tilde{\sigma} - \tilde{\omega}$  ( $A_U = 0,25$ ,  $\beta = 0,5$ ,  $\nu = 2 \times 10^{-6}$ ,  $\zeta = 0,001$ ): a) podparcie przegubowe, b) utwierdzenie-przegub, c) obustronne utwierdzenie

Fig. 10. The influence of flow velocity on the instability regions; plane  $\tilde{\sigma} - \tilde{\omega}$  ( $A_U = 0,25$ ,  $\beta = 0,5$ ,  $\nu = 2 \times 10^{-6}$ ,  $\zeta = 0,001$ ): a) pinned–pinned, b) clamped–pinned, c) clamped–clamped

Na rysunku 10 przedstawiono wyniki analizy stabilności na płaszczyźnie  $\tilde{\sigma} - \tilde{\omega}$  dla trzech wartości prędkości przepływu ( $\tilde{U} = 0,3, 0,4, 0,5$ ). Ze wzrostem prędkości przepływu wzrasta prawdopodobieństwo wystąpienia zjawiska rezonansu kombinowanego (obszary ciemniejsze w zakresie wyższych częstości wymuszeń), a utrata stabilności przez wyboczenie zachodzi dla niższych wartości ciśnienia  $\tilde{\sigma}$ . Jest to więc potwierdzenie wcześniejszych wniosków. Tu również, tak jak poprzednio, w zakresie częstości mniejszych od  $2\tilde{\omega}_1$  trudno jest zaobserwować znaczące różnice dla różnych typów warunków brzegowych. Ten zakres częstości zostanie omówiony dalej w sposób konsekwentny na przykładzie przewodu o utwierdzonych obu końcach.



Rys. 11. Obszary niestabilności; płaszczyzna  $\tilde{\sigma}-\tilde{\omega}$  ( $\tilde{U}=0,5$ ,  $\nu=2 \times 10^{-6}$ ,  $\zeta=0,001$ ): a) wpływ amplitudy prędkości ( $\beta=0,5$ ), b) wpływ parametru  $\beta$  ( $A_U=0,2$ )

Fig. 11. The instability regions; plane  $\tilde{\sigma}-\tilde{\omega}$  ( $\tilde{U}=0.5$ ,  $\nu=2 \times 10^{-6}$ ,  $\zeta=0.001$ ): a) influence of flow pulsation amplitude ( $\beta=0.5$ ), b) influence of parameter  $\beta$  ( $A_U=0.2$ )

Obszary niestabilności, przedstawione na rysunku 11, ilustrują wpływ amplitudy pulsacji (rys. 11a dla  $A_U=0,1$ ,  $A_U=0,2$  i  $A_U=0,4$ ) i współczynnika  $\beta$ , charakteryzującego stosunek masy cieczy do masy całkowitej (rys. 11b dla  $\beta=0,2$ ,  $\beta=0,5$  i  $\beta=0,8$ ). Na rysunkach zaznaczono zależność częstotliwości wymuszenia od ciśnienia, dla której powinno wystąpić zjawisko rezonansu parametrycznego (krzywe  $k_{nm,i}$ ). Zwiększenie amplitudy pulsacji powoduje poszerzenie obszaru niestabilnego. Powyżej ciśnienia krytycznego następuje utrata stabilności przez wyboczenie.

Ze wzrostem wartości parametru  $\beta$  obszary rezonansu parametrycznego przesuwają się w kierunku niższych częstotliwości (ciemniejsze obszary), równocześnie utrata stabilności przez wyboczenie zachodzi dla mniejszych wartości ciśnień, poszerzają się też niepokazane tu zakresy rezonansów kombinowanych.

Interesujący przypadek z punktu widzenia poznawczego można zaobserwować na rys. 11a dla dużych amplitud pulsacji prędkości przepływu (najciemniejszy obszar). Obszar podstawowego rezonansu parametrycznego zostaje lekko zniekształcony, co jest skutkiem wpływu leżącego w pobliżu obszaru rezonansu kombinowanego (krzywa  $k_{12,2}$ ).

## 7. Wnioski

Z analizy przedstawionych wyników można wyciągnąć następujące wnioski:

- Wartość częstotliwości podstawowej układu silnie zależy od prędkości przepływu cieczy oraz od ciśnienia na końcu przewodu, zwiększanie tych parametrów powoduje w zakresie podkrytycznym zmniejszanie wartości częstotliwości własnej.
- Efektem zmiany sposobu podparcia z przegubowego na utwierdzony jest wzrost wartości częstotliwości własnej układu oraz wzrost wartości krytycznych prędkości i ciśnienia.

- Dla ciśnienia oraz prędkości przepływu, mniejszych od odpowiednich wartości krytycznych, w układzie może wystąpić zjawisko rezonansu parametrycznego. Największy wpływ na zakresy tego rezonansu mają, oprócz prędkości i ciśnienia, amplituda i częstość pulsacji oraz tłumienie wewnętrzne. Ze wzrostem średniej prędkości przepływu oraz ciśnienia na końcu przewodu zakresy niestabilne poszerzają się, równocześnie przesuując w kierunku niższych częstości.
- Warunki brzegowe w sposób istotny wpływają zarówno na wartości częstości własnych, jak również na zakresy rezonansu parametrycznego. Pomimo tego faktu rezultaty przeprowadzonych analiz są w sensie jakościowym podobne, a po wprowadzeniu nowych parametrów (odniesionych do krytycznych) także w sensie ilościowym są one zbliżone do siebie, zwłaszcza w zakresie podstawowego rezonansu parametrycznego.
- Proponowana metoda badania stabilności, bazująca na teorii Floqueta, jest bardzo efektywna. Ponieważ w celu wyznaczenia mnożników Floqueta należy scałkować numerycznie macierzowe równanie (39) tylko w jednym okresie, można zatem w relatywnie krótkim czasie dokonywać analiz jakościowych.
- W celu zbadania charakteru rozwiązań w zakresach niestabilnych należy poddać analizie model nieliniowy, np. uwzględniający geometryczne nieliniowości. W takiej analizie, prowadzonej metodą Galerkina, powinny być przydatne wprowadzone wielomiany ortogonalne.
- Rezultaty analiz numerycznych mogą być podstawą doboru parametrów układu hydraulicznego w planowanym eksperymencie.

## Literatura

- [1] Awrejcewicz J., *Drgania deterministyczne układów dyskretnych*, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa 1996.
- [2] Gorman D.G., Reese J.M., Zhang Y.L., *Vibration of a flexible pipe conveying viscous pulsating fluid flow*, Journal of Sound and Vibration, 230, 2, 2000, 379-392.
- [3] Jin J.D., Song Z.Y., *Parametric resonances of supported pipes conveying pulsating fluid*, Journal of Fluids and Structures, 20, 2005, 763-783.
- [4] Kadoli R., Ganesan N., *Parametric resonance of a composite cylindrical shell containing pulsatile flow of hot fluid*, Composite Structures, 65, 2004, 391-404.
- [5] Lee S. I., Chung J., *New non-linear modelling for vibration analysis of a straight pipe conveying fluid*, Journal of Sound and Vibration, 254, 2, 2002, 313-325.
- [6] Lee U., Jang I., Go H., *Stability and dynamic analysis of oil pipelines by using spectral element method*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 22, 2009, 873-878.
- [7] Lee U., Park J., *Spectral element modelling and analysis of a pipeline conveying internal unsteady fluid*, Journal of Fluids and Structures, 22, 2006, 273-292.
- [8] Öz H.R., Boyacı H., *Transverse vibrations of tensioned pipes conveying fluid with time-dependent velocity*, Journal of Sound and Vibration, 236 (2), 2000, 259-276.
- [9] Mailybayev A.A., Seyranian A.P., *Parametric resonance in systems with small dissipation*, Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 65, 5, 2001, 755-767.

- [10] Païdoussis M.P., *Fluid-Structure Interactions: Slender Structures and Axial Flow*, vol. 1, Academic Press, London 1998.
- [11] Panda L.N., Kar R.C., *Nonlinear dynamics of a pipe conveying pulsating fluid with combination, principal parametric and internal resonances*, Journal of Sound and Vibration, 309, 2008, 375-406.
- [12] Udar R.S., Datta P.K., *Parametric combination resonance instability characteristics of laminated composite curved panels with circular cutout subjected to non-uniform loading with damping*, International Journal of Mechanical Sciences, 49, 3, 2007, 317-334.
- [13] Wang L., *A further study on the non-linear dynamics of simply supported pipes conveying pulsating fluid*, International Journal of Non-Linear Mechanics, 44, 2009, 115-121.
- [14] Yang X., Yang Y., Jin J., *Dynamic stability of a beam-model viscoelastic pipe for conveying pulsative fluid*, Acta Mechanica Solida Sinica, 20, 4, 2007, 350-356.
- [15] Zhang Y.L., Reese J.M., Gorman D.G., *An experimental study of the effects of pulsating and steady internal fluid flow on an elastic tube subjected to external vibration*, Journal of Sound and Vibration, 266, 2003, 355-367.



WALDEMAR MAŁOPOLSKI\*

## MODELOWANIE I OPTYMALIZACJA SYSTEMÓW WYTWARZANIA W PROGRAMIE ARENA

---

## MODELING AND OPTIMIZATION OF MANUFACTURING SYSTEMS USING ARENA SOFTWARE

### Streszczenie

W artykule przedstawiono problematykę budowania modeli symulacyjnych dyskretnych systemów wytwarzania w programie Arena. Opisano metodę analizy funkcjonalnej systemu wytwarzania wspomagającą poprawną budowę modeli symulacyjnych. Zaprezentowano przebieg procesu optymalizacji systemu wytwarzania na podstawie symulacji komputerowej.

*Słowa kluczowe: systemy wytwarzania, modelowanie, symulacja, optymalizacja*

### Abstract

In this paper the problem of building simulation models of discrete manufacturing systems in the Arena is presented. A method of functional analysis of manufacturing system supporting the correct building of simulation models is described. The optimization process of manufacturing system based on computer simulations is presented.

*Keywords: manufacturing systems, modeling, simulation, optimization*

---

\* Dr inż. Waldemar Małopolski, Instytut Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji, Wydział Mechaniczny, Politechnika Krakowska.

## 1. Wstęp

Dynamiczny rozwój gospodarczy w ostatnich latach, a szczególnie bardzo szybko postępująca globalizacja doprowadziła do wzrostu konkurencji wśród wytwórców dóbr konsumpcyjnych. Bezpośrednim efektem tych zmian jest dążenie do obniżenia kosztów produkcji i usług. W warunkach ogólnoświatowej globalizacji gospodarki optymalizacja kosztów wytwarzania jest często warunkiem przetrwania na rynku. Z tego względu coraz większą wagę przykłada się do wszelkich naukowych metod i narzędzi, które mogą być wykorzystane do poprawy wydajności produkcji, polepszenia jakości wyrobów i obniżenia kosztów wytwarzania. W ogólnym przypadku nadrzędnym celem jest znalezienie lepszego rozwiązania, a w zasadzie najlepszego z możliwych, czyli optymalnego. Kryterium optymalizacji może być różne i może zależeć od lokalnych uwarunkowań i potrzeb. Bardzo często takim kryterium może być najkrótszy czas, najniższa cena itp.

Metody naukowe pozwalające na poszukiwanie optymalnych rozwiązań są rozwijane od wielu lat. Są one m.in. przedmiotem tzw. badań operacyjnych, w ramach których powstało wiele metod analitycznych pozwalających na sprawne poszukiwanie optymalnych rozwiązań. Są to jednak metody mające wiele ograniczeń i rozwiązujące tylko określone problemy z różnych dziedzin. Ich zaletą jest możliwość znalezienia optymalnego rozwiązania, czyli najlepszego, w miarę prosty sposób. Jednak ze względu na różnorodność problemów i stopień skomplikowania bardzo często nie można znaleźć gotowych metod analitycznych, które można wykorzystać do poszukiwania optymalnego rozwiązania. W tych przypadkach, w których rozwiązania nie możemy znaleźć za pomocą metod analitycznych, mogą być wykorzystane chociażby metody heurystyczne [5], a w przypadku optymalizacji, np. algorytmy ewolucyjne [4]. W wielu przypadkach jedynym wyjściem jest jednak zastosowanie metod symulacyjnych.

Charakterystyczną cechą metod symulacyjnych, wychodząc od znaczenia łacińskiego słowa *simulatio*, jest udawanie rzeczywistego zachowania się badanego obiektu lub systemu. Jako obiekt rozumiany jest wyodrębniony element z otaczającej nas rzeczywistości o charakterze materialnym lub abstrakcyjnym. Możemy mówić o różnych rodzajach obiektów, np.: fizycznych, technicznych, matematycznych itp.

Jako system rozumiany jest wyodrębniony z otoczenia zbiór obiektów powiązanych ze sobą odpowiednimi relacjami opisującymi wzajemne oddziaływanie obiektów na siebie. Wyróżniamy systemy występujące w naturalny sposób w otaczającej nas rzeczywistości oraz systemy zbudowane przez człowieka. Podstawą umożliwiającą przeprowadzenie symulacji jest zbudowanie modelu badanego obiektu lub systemu. Sama zaś symulacja polega na uproszczonym odtwarzaniu zachowania się obiektu lub systemu poprzez jego model. Najważniejszym wymaganiem stawianym modelom symulacyjnym jest konieczność poprawnego naśladowania zachowania się ich oryginalnych pierwowzorów. W praktyce spotyka się zasadniczo dwa rodzaje modeli symulacyjnych, czyli modele fizyczne lub matematyczne. Modele fizyczne są często pomniejszone w odpowiedniej skali w stosunku do oryginału. Modele matematyczne bardzo często są zapisywane w postaci odpowiedniego programu komputerowego. W programie tym są zamodelowane najistotniejsze cechy systemu i jego oddziaływanie z otoczeniem. Badanie zachowania się modelu (modelowanego systemu) polega na zmianie oddziaływania otoczenia na model w postaci sygnałów wejściowych i zmianie zachowania się samego systemu w wyniku zmiany jego parametrów [10].



W zależności od cech modeli symulacyjnych, które często wynikają bezpośrednio z cech modelowanych systemów, modele możemy podzielić na:

- dynamiczne – w których stan systemu ulega zmianie w z upływem czasu,
  - interaktywne – reagujące na sygnały zewnętrzne,
  - nieinteraktywne – odizolowane od otoczenia,
- statyczne – w których czas nie ma wpływu na zmiany stanu systemu,
- deterministyczne – w których nie występują zmienne o charakterze losowym,
- stochastyczne – w których występują zmienne o charakterze losowym,
- z czasem dyskretnym – w których upływ czasu jest dyskretyzowany ze stałym krokiem,
- zdarzeń dyskretnych – w których czas podlega zmianom skokowym w zależności od zaistnienia zdarzeń dyskretnych.

Typ budowanego modelu symulacyjnego oraz poziom szczegółów, z jakim odzwierciedla on system rzeczywisty zależy w dużym stopniu od rodzaju symulowanego systemu oraz celu przeprowadzania symulacji. W ogólnym przypadku można dokonać podziału celów symulacji na dwie grupy. Pierwsza grupa obejmuje zastosowanie symulacji komputerowej do badania zachowania się systemów nieistniejących, które są w fazie projektowania. Druga grupa obejmuje symulacje zachowania się systemów istniejących, których przeprowadzenie na systemie rzeczywistym jest niemożliwe lub bardzo kosztowne. Koszt eksperymentu symulacyjnego, ma decydujący wpływ na wybór stosowanej metody symulacyjnej, a często w ogóle decyduje o rozpoczęciu prac w tym zakresie. Budowanie komputerowych modeli symulacyjnych wymaga odpowiedniego przygotowania merytorycznego, doświadczenia w danym zakresie tematycznym i odpowiednich narzędzi. Samo zbudowanie modelu może być bardzo kosztowne ze względu na konieczność zebrania wielu informacji i danych oraz przeprowadzenia dokładnej analizy, w jakim stopniu informacje te są istotne dla budowanego modelu.

Kolejnym etapem jest weryfikacja poprawności modelu symulacyjnego. Na tym etapie należy sprawdzić, czy zachowanie modelu symulacyjnego jest zgodne z zachowaniem systemu rzeczywistego. Bardzo często takie bezpośrednie porównanie jest niemożliwe, co bardzo utrudnia budowanie modeli symulacyjnych.

Kolejny etap, czyli przeprowadzenie eksperymentu symulacyjnego może być długotrwałe i kosztowne, szczególnie w przypadku symulacji systemów bardzo złożonych, gdy celem jest optymalizacja, która wymaga przeprowadzenia wielu symulacji. Ponadto możliwość poszukiwania optymalnych rozwiązań w oparciu o metody symulacyjne jest ograniczona. Wybór najlepszego rozwiązania może być dokonany tylko na podstawie przeprowadzonych eksperymentów symulacyjnych, których liczba jest ograniczona. Nie ma żadnych gwarancji, że kolejna symulacja z innymi parametrami nie dałaby lepszego rozwiązania.

Mimo opisanych powyżej trudności związanych z przygotowaniem i przeprowadzeniem eksperymentu symulacyjnego, metoda ta znajduje bardzo szerokie zastosowanie w wielu dziedzinach życia.

## **2. Narzędzia do modelowania i symulacji komputerowej**

Znaczący wzrost w ostatnich latach możliwości obliczeniowych komputerów, a szczególnie komputerów osobistych oraz rozwój metod i narzędzi programistycznych przyczynił się do dużego rozwoju programów symulacyjnych. W znaczący sposób wrosły możliwości

funkcjonalne tych narzędzi oraz ich wydajność. Wśród wielu programów przeznaczonych do symulacji komputerowej znaczącą grupę stanowią programy przeznaczone do modelowania i symulacji procesów dyskretnych. Modele tych procesów mają przeważnie charakter dynamiczny z elementami stochastycznymi, a czas podlega zmianom skokowym w zależności od zaistnienia zdarzeń dyskretnych. Zagadnieniom związanym z symulacją komputerową jest poświęconych wiele prac i konferencji.

Przy dużej liczbie dostępnych programów, powstaje pytanie, który program wybrać, który jest lepszy? Na to pytanie nie ma jednoznacznej odpowiedzi. Ważnym czynnikiem mającym wpływ na wybór odpowiedniego programu jest jego funkcjonalność w zakresie metody budowania modelu. Obecnie wiele programów posiada odpowiednie środowiska graficzne, w których budowanie modelu jest stosunkowo łatwe. Innym czynnikiem decydującym o wyborze programu mogą być jego możliwości w zakresie wymiany danych z innymi aplikacjami. Innym ważnym kryterium może być sposób przeprowadzania eksperymentu symulacyjnego oraz narzędzia do analizy wyników symulacji. Większość najpopularniejszych programów symulacyjnych ma możliwość rozbudowania modeli symulacyjnych o elementy wizualizacji i animacji. Bardzo często są to animacje 3D.

Mimo wielu udogodnień i wzrostu funkcjonalności programów symulacyjnych tworzenie modeli i przeprowadzanie symulacji wymaga dużej wiedzy. Jednak korzyści, jakie wynikają ze stosowania tych metod, są bardzo duże i ciągle wzrasta liczba zastosowań metod symulacyjnych w różnych gałęziach życia gospodarczego.

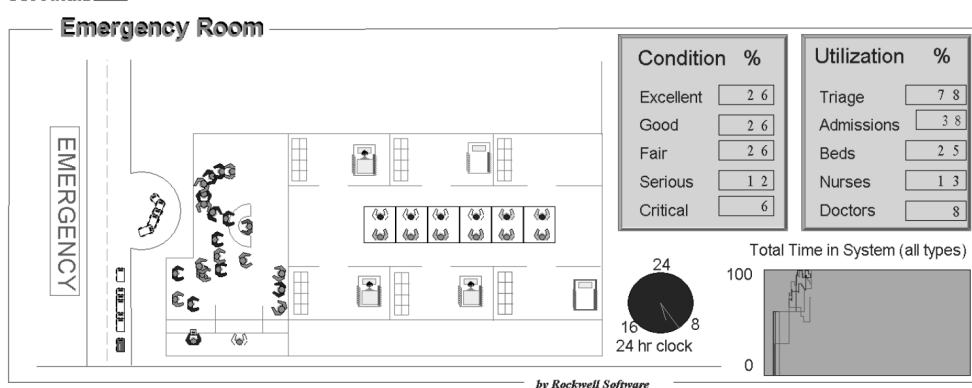
### **3. Podstawowe obszary zastosowań narzędzi do modelowania i symulacji procesów dyskretnych**

Narzędzia do symulacji komputerowej znajdują bardzo szerokie zastosowanie. Trudno jednoznacznie określić granice, czy też wskazać, gdzie te metody nie mogą lub nie są stosowane. Łatwiej jest wskazać najbardziej popularne zastosowania. Jednym z takich obszarów gospodarki jest szeroko rozumiany przemysł wytwórczy [3, 11]. W różnych firmach produkcyjnych, jak też usługowych, wykorzystuje się metody symulacji komputerowej do optymalizacji różnego rodzaju procesów. Przykładem może być wykorzystanie programu Arena do optymalizacji procesu montażu laptopów w obrębie komórki produkcyjnej [2]. Innym bardzo ciekawym przykładem jest wykorzystanie symulacji komputerowej np. do planowania przydziału zadań dla pracowników przygotowujących towary do załadunku na ciężarówkę. Należy zauważyć, że metody symulacyjne są szczególnie przydatne do rozwiązywania problemów z zakresu zarządzania łańcuchem dostaw [6] oraz problemów związanych z systemami transportowymi i magazynowymi [1]. Wykorzystanie metod symulacji komputerowej do poszukiwania optymalnych rozwiązań w zakresie reorganizacji procesów biznesowych czy też odpowiedniej organizacji pracy, np. w telefonicznych centrach informacyjnych, może przynieść bardzo duże finansowe oszczędności, często liczone w milionach dolarów, w skali roku.

Symulacja komputerowa jest również wykorzystywana do zastosowań militarnych. Z oczywistych względów informacje na ten temat, a szczególnie informacje o efektach tych zastosowań nie są szeroko publikowane. Na uwagę zasługuje fakt wykorzystywania metod symulacji komputerowej do poszukiwania najlepszych rozwiązań organizacyjnych w służbie zdrowia [9, 8]. Na rysunku 1 przedstawiono przykład animacji modelu symulacyjnego izby przyjęć pogotowia ratunkowego w programie Arena.

#### 4. Modelowanie systemów wytwarzania

Budowanie każdego modelu symulacyjnego wymaga odpowiedniej wiedzy o modelowanym obiekcie oraz dobrej znajomości narzędzi, które będą w tym procesie wykorzystywane. Z jednej strony należy dążyć do maksymalnego uproszczenia modelu a z drugiej model powinien z odpowiednią dokładnością opisywać działanie modelowanego obiektu.



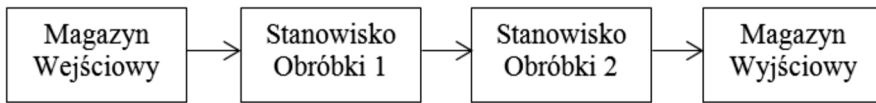
Rys. 1. Animacja modelu symulacyjnego izby przyjęć pogotowia ratunkowego (na podstawie przykładu dołączonego do programu Arena)

Fig. 1. Animation of simulation model of emergency room (based on the example attached to the Arena)

Zbyt duże uproszczenia mogą doprowadzić do błędnych wyników symulacji, odbiegających od zachowania się rzeczywistego obiektu w określonych warunkach. Zbyt duża dokładność modelu prowadzi do jego rozbudowania i może w znaczący sposób wpłynąć na czas trwania symulacji. Zatem budując model obiektu, należy dokładnie przeanalizować jego działanie i uwzględnić wszystkie istotne cechy, które decydują o jego zachowaniu. W celu przedstawienia poprawnej metody budowania modelu wykorzystany zostanie przykład prostego systemu wytwarzania.

##### 4.1. Opis przykładowego systemu wytwarzania

Zaprezentowany na rysunku 2, w postaci schematu blokowego, system wytwarzania składa się z czterech obiektów. Jest w nim realizowany dyskretny proces obróbki jednego typu przedmiotów o nazwie *Przedmiot1* (**P1**). Z magazynu wejściowego (**M1**) przedmioty są transportowane na pierwsze stanowisko obróbki (**O1**). Ze względu na ograniczoną objętość artykułu uproszczono w modelu podsystem transportu i uwzględniono jedynie czas transportu międzystanowiskowego.



Rys. 2. Schemat blokowy systemu wytwarzania

Fig. 2. Block diagram of the manufacturing system

Po obróbce na stanowisku pierwszym przedmioty są transportowane na stanowisko drugie (O2), z którego po zakończeniu obróbki są transportowane do magazynu wyjściowego (M2). Każde stanowisko obróbki jest obsługiwane przez jednego operatora (Ci), który zajmuje się załadunkiem i rozładunkiem obrabiarek oraz uruchamianiem odpowiedniego programu obróbki.

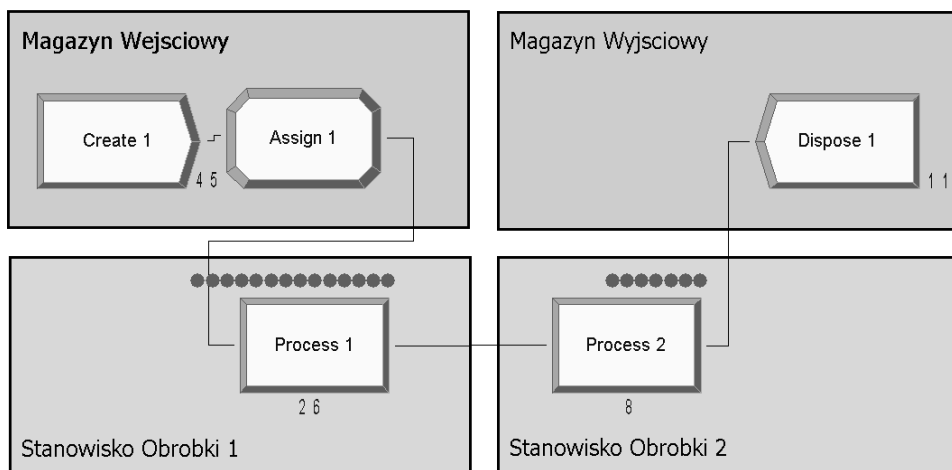
#### 4.2. Wstępny model systemu wytwarzania

Na pozór może się wydawać, że zbudowanie modelu symulacyjnego tak prostego systemu wytwarzania jest bardzo łatwe. Aby to pokazać, wykorzystując program Arena, zbudowano z użyciem bloków funkcjonalnych prosty model (rys. 3). Blok *Create 1* jest odpowiedzialny za generowanie przedmiotów (jednostek) i wraz z modulem *Assign 1*, definiującym czas obróbki przedmiotów, tworzy model magazynu wejściowego. Pierwsze stanowisko obróbki zostało zamodelowane za pomocą bloku *Process 1*. Drugie w podobny sposób. Magazyn wyjściowy jest zamodelowany blokiem *Dispose 1*. Blok ten jedynie usuwa przedmioty z modelu symulacyjnego.

Na rysunku 4 przedstawiono szczegółowe parametry wybranych bloków funkcjonalnych. W bloku *Process* zdefiniowano zajęcie zasobu *Obrabiarka 1*, opóźnienie przejścia przedmiotu o czas obróbki *czas 1* i zwolnienie *Obrabiarki 1* po zakończeniu procesu. Pominięto chwilowo czynności wykonywane przez *Operatora*.

Czas trwania symulacji ustalono na 8 godzin i uruchomiono symulację. Na rys. 3 przedstawiono wybrany moment symulacji. Widoczne czarne kółka reprezentują przedmioty oczekujące na obróbkę na poszczególnych stanowiskach. Symulacja dobiegła końca, ale opracowany model nie jest poprawny i wyniki symulacji są błędne. W modelu nie uwzględniono jednej bardzo ważnej cechy rzeczywistych systemów wytwarzania, tzn. ograniczonej miejsca w przestrzeni. Na rzeczywistej obrabiarence w jednej chwili nie może znaleźć się więcej przedmiotów niż to zostało konstrukcyjnie przewidziane. Jeżeli w danym momencie na obrabiarence może znajdować się np. tylko jeden przedmiot, to we wszystkich blokach modelujących taką obrabiarkę, w każdej chwili symulacji, też może być tylko jeden przedmiot. Inaczej model nie będzie poprawnie odzwierciedlał zachowania się obiektu.

Innymi słowy, nie może być tak, że z magazynu jest transportowany przedmiot na *Stanowisko obróbki 1*, mimo, że jest ono zajęte. Takie działanie doprowadziłoby w rzeczywistości do kolizji i zniszczenia obrabiarki. Aby poprawić działanie modelu dokonano jego przebudowy (rys. 5). Bloki funkcjonalne *Process* zastąpiono trzema blokami podstawowymi: *Seize*, *Delay* i *Release*.



Rys. 3. Wstępny model systemu wytwarzania

Fig. 3. The initial model of manufacturing system

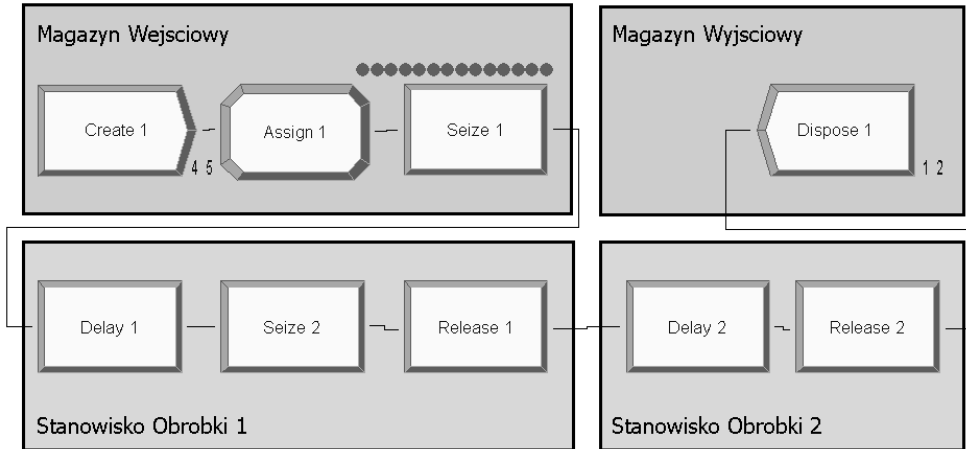
Rys. 4. Parametry bloków funkcjonalnych

Fig. 4. Functional block parameters

Przedmioty w bloku *Seize 1*, umieszczonym w obszarze magazynu, oczekują na zajęcie obrabiarki 1. Dopiero po jej zajęciu są na nią transportowane. Blok *Delay 1* opóźnia przejście przedmiotu o czas obróbki. W bloku *Seize 2* jest zajmowana obrabiarka 2 i dopiero po jej zajęciu przedmiot w bloku *Release 1* zwalnia obrabiarkę 1 i przechodzi na stanowisko obróbki 2. W podobny sposób zmodyfikowano model w obszarze stanowiska obróbki 2. Po

uruchomieniu symulacji kolejka przedmiotów gromadziła się jedynie w obszarze magazynu wejściowego (rys. 5). Niestety, ale tak zmodyfikowany model nie jest poprawny. Zajęcie zasobu przed rozpoczęciem przemieszczenia się na niego prowadzi do błędnych wyników. W takim rozwiązaniu czas transportu będzie wliczany do czasu pracy danego zasobu, co zafałszuje wyniki symulacji.

Jak widać proste rozwiązania nie zawsze są poprawne. Dlatego w kolejnym podpunkcie zaproponowano metodę analizy funkcjonalnej systemów wytwarzania, która ułatwia poprawne budowanie modeli symulacyjnych.



Rys. 5. Rozbudowany model system wytwarzania

Fig. 5. Extended model of manufacturing system

#### 4.3. Analiza funkcjonalna systemu wytwarzania

Dla lepszego zilustrowania metody przyjęto, że w obrębie każdego stanowiska obróbki występują bufory wejściowe (**Bi1**) i wyjściowe (**Bi2**). Wprowadzenie buforów pozwala na lepsze wykorzystanie obrabiarek ze względu na transport międzystanowiskowy. Ponadto czynności załadunku i rozładunku są realizowane przez dwóch operatorów (**C1**, **C2**). Zwiększa to liczbę zasobów w systemie wytwarzania.

W proponowanej metodzie wszystkie zasoby systemu wytwarzania tworzą zbiór zasobów **Z**. Dla rozpatrywanego systemu wytwarzania z rysunku 2 elementy zbioru zasobów są następujące  $Z = \{M1, B11, C1, O1, C1, B12, B21, C2, O2, C2, B22, M2\}$ . Wszystkie obrabiane w systemie przedmioty tworzą zbiór przedmiotów **P**. W rozpatrywanym przykładzie zbiór przedmiotów jest jednoelementowy  $P = \{P1\}$ .

Dla każdego elementu ze zbioru **P** należy utworzyć tabelę przepływu przedmiotów **T** (tabela 1). Wymiar tabeli  $n \times n$  jest równy liczbie elementów zbioru **Z**. Nazwy kolumn i nazwy wierszy odpowiadają nazwom obiektów zbioru **Z**. W tabeli tej wypełniamy te pola, które leżą na przecięciu kolumny i wiersza o nazwach odpowiadających zasobom, pomiędzy którymi występuje transport danego przedmiotu. W rozpatrywanym przypadku jest to przedmiot

**P1**. Wpisywana wartość powinna odpowiadać maksymalnej liczbie przedmiotów, jaka może znajdować się w zasobie docelowym. W opisywanym przykładzie, w pierwszym wierszu **M1** tabeli **T**, wpisano wartość „1” na przecięciu z kolumną **B11**. Oznacza to, że podczas transportowania przedmiotu **P1** z magazynu **M1** do bufora **B11** może trafić tylko jeden przedmiot. Innymi słowy w buforze **B11** jest tylko jedno miejsce na jeden przedmiot.

Podobna zależność występuje dla pozostałych zasobów. Posiadają one miejsce tylko na jeden przedmiot. Dla bufora **B22** wpisano w kolumnie **M2** znak „X”, ponieważ przyjęto założenie, że magazyn **M2**, jako wyjście dla obrobionych przedmiotów, nie ma ograniczonej liczby miejsc. Dla systemów bardziej złożonych układ wartości w tabeli będzie bardziej zróżnicowany.

Tabela 1

Tabela przepływu dla przedmiotu

P1	do	M1	B11	C1	O1	B12	B21	C2	O2	B22	M2
z											
M1			1								
B11				1							
C1					1	1					
O1				1							
B12							1				
B21								1			
C2									1	1	
O2								1			
B22											X
M2											

W przypadku ogólnym wartości w polach powinny odpowiadać liczbie miejsc na zasobach systemu rzeczywistego. Tabele przepływu należy utworzyć dla wszystkich elementów zbioru **P**. Przygotowanie tych tabel jest konieczne przed rozpoczęciem budowania modelu systemu wytwarzania. Bloki funkcjonalne, z których jest budowany model w środowisku Arena powinny być pogrupowane i odpowiadać elementom ze zbioru **Z**. Ze względu na specyfikę i różnorodność obiektów, jakie wchodzą w skład systemów wytwarzania, liczba bloków funkcjonalnych wykorzystana do modelowania tych obiektów może być różna. W związku z tym, w budowanym modelu systemu należy zaimplementować warunki, które będą sprawdzać przed rozpoczęciem czynności transportowej, czy miejsce docelowe jest wolne. W praktyce sprowadza się to do zliczenia wszystkich przedmiotów (jednostek), które występują w blokach modelujących dany zasób systemu. Aby czynność transportowa mogła być rozpoczęta, liczba tych jednostek musi być mniejsza od wartości w tabeli **T**. Opisana powyżej metoda analizy funkcjonalnej została wykorzystana do zbudowania poprawnego modelu systemu wytwarzania.

#### 4.4. Poprawny model symulacyjny systemu wytwarzania

Na rysunku 6 przedstawiono rozbudowany model systemu wytwarzania. Stanowiska obróbkowe zostały rozbudowane o bufory wejściowe i wyjściowe. Załadunek i rozładunek obrabiarek jest realizowany przez operatorów. Aby zamodelowany system wytwarzania mógł zostać poddany optymalizacji, wprowadzono do modelu informacje o kosztach, jakie generują wszystkie zasoby podczas pracy i podczas postoju. Z każdego wyprodukowanego przedmiotu zliczany jest zysk brutto. Na zakończenie każdej symulacji, w grupie bloków *Kalkulacja kosztów*, obliczany jest zysk netto będący różnicą zysku brutto i kosztów generowanych przez wszystkie zasoby.

Do modelu wprowadzono zmienne, które zawierają informacje o liczbie przedmiotów znajdujących się na poszczególnych zasobach systemu. W grupie bloków *Parametry początkowe* wartości tych zmiennych są ustawiane na początku symulacji w oparciu o liczbę zasobów każdego typu zdefiniowanych w modelu.

#### 4.5. Weryfikacja poprawności modelu

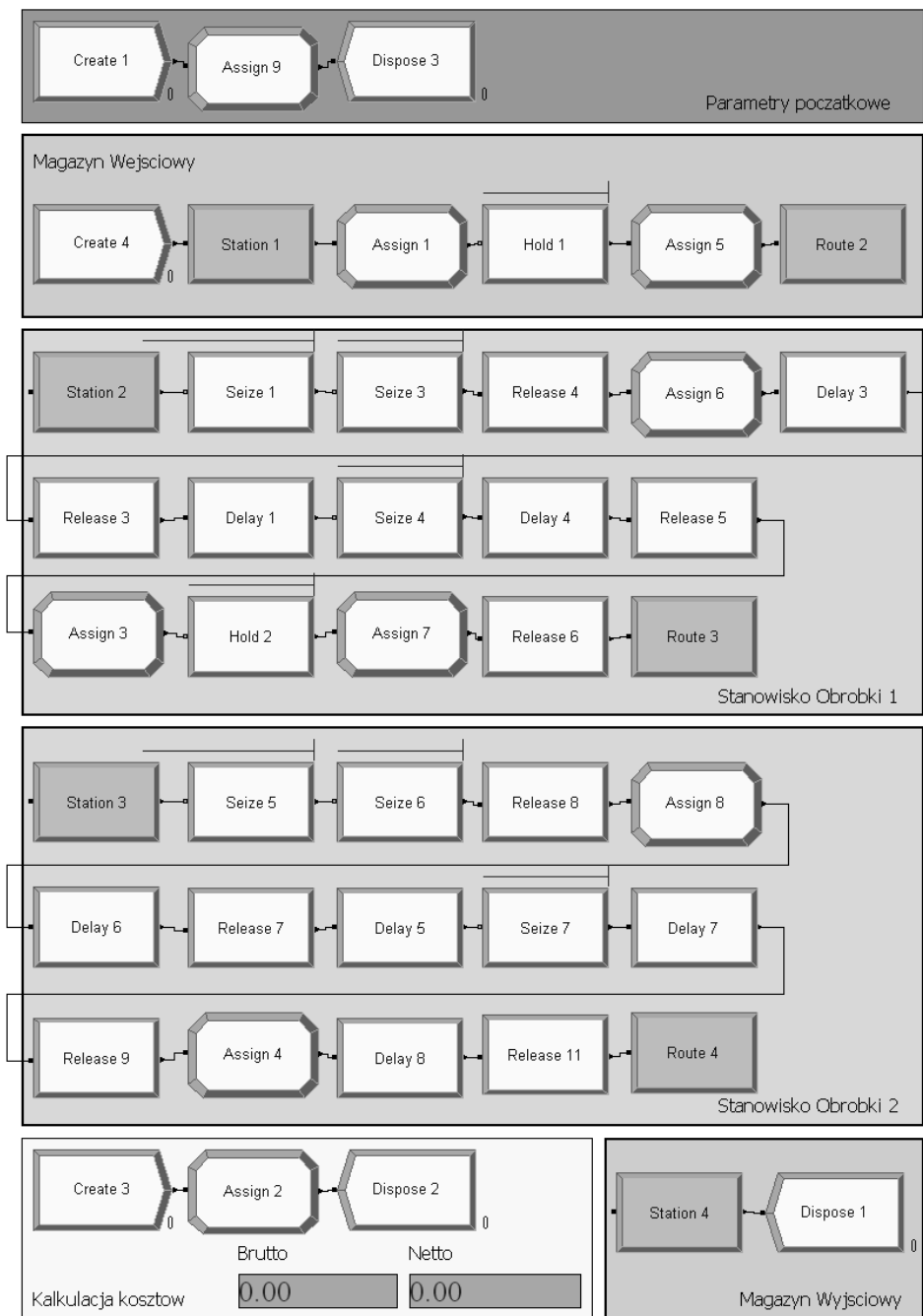
Rozbudowany model symulacyjny systemu wytwarzania został poddany sprawdzeniu poprawności działania. W tym celu przeprowadzono wiele symulacji z różnym ustawieniem wartości parametrów. Na podstawie analizy przebiegu symulacji i raportów generowanych po zakończeniu każdej symulacji stwierdzono poprawne działanie modelu. Na rys. 7 pokazano liczbę zaharmonogramowanych zasobów w przykładowej symulacji. Na rys. 8 pokazano współczynniki wykorzystania poszczególnych zasobów systemu po 8 godzinach pracy. W trakcie tej symulacji z magazynu wejściowego zostało wydanych do obróbki 481 przedmiotów. Obrobionych w ciągu 8 godzin pracy systemu zostało tylko 130. Wynika z tego, że konieczna jest reorganizacja systemu w celu poprawienia jego wydajności. Zatem celem jest poprawienie wydajności oraz maksymalizacja zysku netto. Można to osiągnąć przez odpowiednie dobranie liczby poszczególnych zasobów.

### 5. Optymalizacja systemu wytwarzania

Po zbudowaniu modelu systemu wytwarzania i po zweryfikowaniu poprawności jego działania poprzez eksperymenty symulacyjne można przystąpić do jego optymalizacji. Do tego celu wykorzystano program OptQuest. Aby przeprowadzić optymalizację, konieczne jest zdefiniowanie i ustalenie wartości wielu parametrów mających wpływ na przebieg procesu optymalizacji, a przede wszystkim funkcji celu. W opisywanym przykładzie celem optymalizacji będzie maksymalizacja zysku netto generowanego przez system wytwarzania podczas realizacji zadanego procesu wytwórczego.

W pierwszej kolejności należy zdefiniować zmienne decyzyjne, które mają wpływ na wartość funkcji celu. Wartości tych zmiennych będą ustalane przed kolejnymi symulacjami, co pozwoli na sprawdzenie ich wpływu na funkcję celu, a tym samym umożliwi znalezienie najlepszego rozwiązania. Program OptQuest dopuszcza dwa rodzaje zmiennych decyzyjnych: zasoby i zmienne. W rozpatrywanym przykładzie zmiennymi decyzyjnymi są zasoby zdefiniowane w modelu symulacyjnym, czyli *bufory*, *obrabiarki* i *operatorzy* (rys. 9).





Rys. 6. Poprawny model symulacyjny systemu wytwarzania

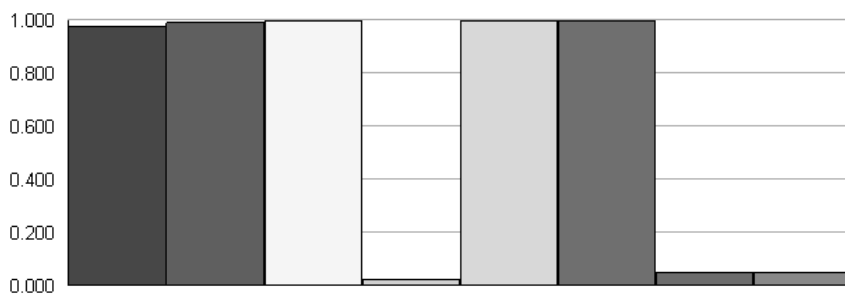
Fig. 6. Correct simulation model of manufacturing system

Number Scheduled	Average	Half Width	Minimum Value	Maximum Value
Bufor 11	2.0000	(Insufficient)	2.0000	2.0000
Bufor 12	2.0000	(Insufficient)	2.0000	2.0000
Bufor 21	2.0000	(Insufficient)	2.0000	2.0000
Bufor 22	2.0000	(Insufficient)	2.0000	2.0000
Obrabiarka 1	3.0000	(Insufficient)	3.0000	3.0000
Obrabiarka 2	1.0000	(Insufficient)	1.0000	1.0000
Operator 1	1.0000	(Insufficient)	1.0000	1.0000
Operator 2	1.0000	(Insufficient)	1.0000	1.0000

Rys. 7. Liczba zaharmonogramowanych zasobów

Fig. 7. Number of scheduled resources

Scheduled Utilization	Value
Bufor 11	0.9700
Bufor 12	0.9866
Bufor 21	0.9916
Bufor 22	0.01792152
Obrabiarka 1	0.9955
Obrabiarka 2	0.9948
Operator 1	0.04728949
Operator 2	0.04543713



Rys. 8. Wykorzystanie zasobów

Fig. 8. Resources utilization

### 5.1. Definiowanie zmiennych sterujących

Oprócz wybrania odpowiednich zasobów, należy określić zakres, w jakim może zmieniać się ich liczba podczas kolejnych symulacji. W tym celu definiowana jest dolna i górna granica zakresu oraz sugerowana wartość początkowa.

W rezultacie optymalizacji zostaną określone wartości każdej zmiennej decyzyjnej, przy których zostanie osiągnięte najlepsze rozwiązanie ze względu na przyjętą funkcję celu.

## 5.2. Definiowanie zmiennych wyjściowych

Kolejnym krokiem przygotowania modelu do optymalizacji jest określenie zmiennych wyjściowych, które będą wykorzystane w funkcji celu (rys. 10). W omawianym przykładzie jest to zmienna wyjściowa *ZyskNetto*.

Resources Summary								
Included	Control /	Element Type	Type	Low B	Sugge	High	Step	Description
<input checked="" type="checkbox"/>	Bufor 11	Resource	Discrete	1	2	3	1	
<input checked="" type="checkbox"/>	Bufor 12	Resource	Discrete	1	2	3	1	
<input checked="" type="checkbox"/>	Bufor 21	Resource	Discrete	1	2	3	1	
<input checked="" type="checkbox"/>	Bufor 22	Resource	Discrete	1	2	3	1	
<input checked="" type="checkbox"/>	Obrabiarka 1	Resource	Discrete	1	3	5	1	
<input checked="" type="checkbox"/>	Obrabiarka 2	Resource	Discrete	1	3	5	1	
<input checked="" type="checkbox"/>	Operator 1	Resource	Discrete	1	1	2	1	
<input checked="" type="checkbox"/>	Operator 2	Resource	Discrete	1	1	2	1	

Rys. 9. Definiowanie zmiennych decyzyjnych procesu optymalizacji

Fig. 9. Defining the decision variables in the optimization process

Variable Summary		
Included	Respon	Response Type
<input type="checkbox"/>	vBufor11	Variable Value
<input type="checkbox"/>	vBufor21	Variable Value
<input type="checkbox"/>	ZyskBrutto	Variable Value
<input checked="" type="checkbox"/>	ZyskNetto	Variable Value

Rys. 10. Definiowanie zmiennych wyjściowych

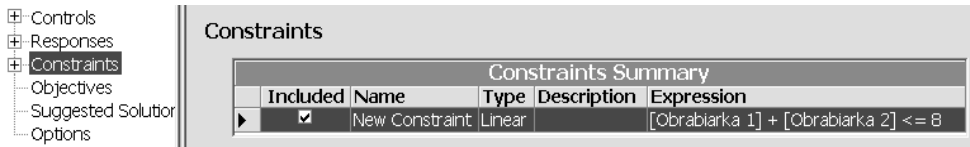
Fig. 10. Defining output variables

## 5.3. Definiowanie ograniczeń

Po zdefiniowaniu zmiennych decyzyjnych i zmiennych wyjściowych można, a w zasadzie należy, zdefiniować ograniczenia nakładane na proces optymalizacji. Ponieważ przedmiotem optymalizacji jest system wytwarzania, to jednym z takich ograniczeń może być miejsce dla niego przeznaczone w hali produkcyjnej. Konsekwencją tego ograniczenia może być określona maksymalna liczba wszystkich obrabiarek, z których taki system może się składać. W omawianym przykładzie liczba obrabiarek każdego typu może zawierać się w zakresie od 1 do 5. Ponieważ występują dwa typy, to daje nam w sumie maksymalną liczbę obrabiarek równą 10. W rozpatrywanym przykładzie założono występowanie ograniczenia powierzchni i przyjęto dopuszczalną liczbę wszystkich obrabiarek na poziomie 8 sztuk, rys. 11.

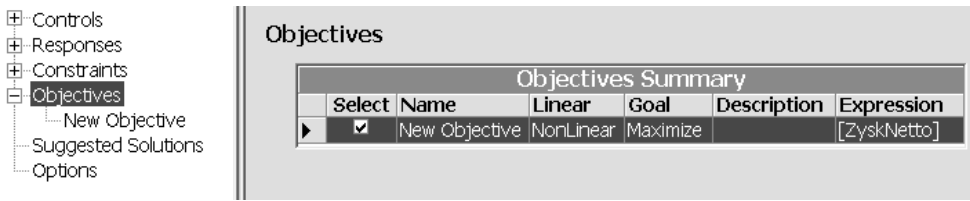
#### 5.4. Definiowanie funkcji celu i parametrów optymalizacji

Zdefiniowane uprzednio zmienne wyjściowe, w naszym przykładzie tylko jedna – *ZyskNetto*, są wykorzystywane do zbudowania funkcji celu. Jak już wspomniano, celem optymalizacji jest takie dobranie liczby poszczególnych zasobów, aby zmaksymalizować zysk netto. Na rys. 12 pokazano funkcję celu, która odpowiada temu założeniu.



Rys. 11. Definiowanie ograniczeń

Fig. 11. Defining constraints



Rys. 12. Definiowanie funkcji celu

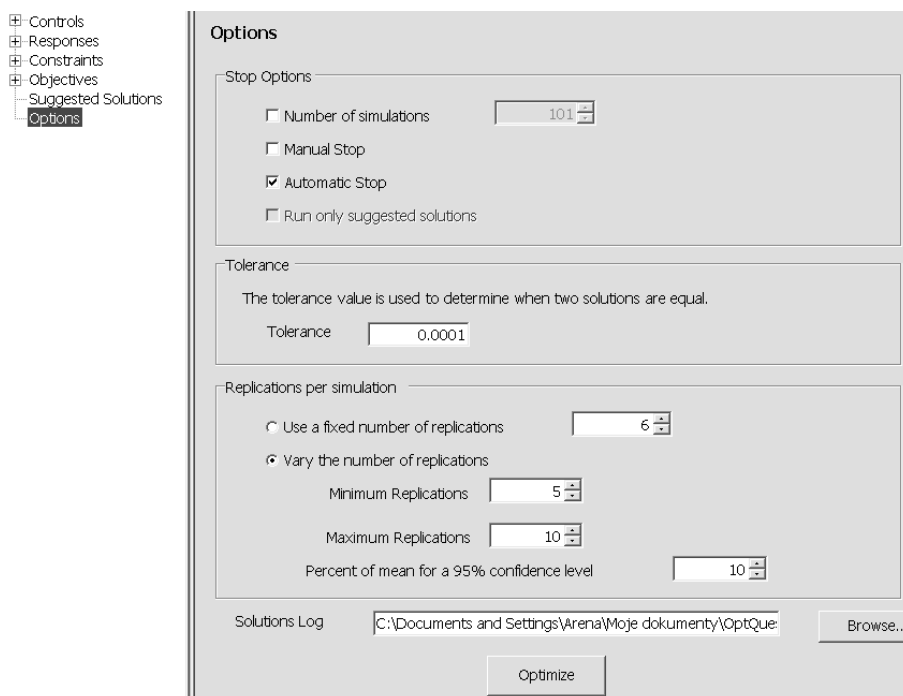
Fig. 12. Defining the objective function

Ostatnim etapem przygotowania modelu do optymalizacji jest ustawienie parametrów decydujących o przebiegu procesu optymalizacji (rys. 13). Pierwszym parametrem jest warunek zatrzymania poszukiwania kolejnych rozwiązań. Można wybrać jedną z trzech opcji: ustawienie konkretnej liczby symulacji, zatrzymanie ręczne lub automatyczne. Kolejny parametr określa wartość tolerancji, z jaką wyniki kolejnych symulacji są uznawane za takie same. Ostatnim ważnym parametrem jest określenie liczby powtórzeń dla każdej symulacji. Jest to istotne wtedy, gdy w modelu występują zmienne o charakterze stochastycznym. Po ustawieniu powyższych parametrów można rozpocząć proces optymalizacji.

Podczas optymalizacji program OptQuest dobiera wg wbudowanego algorytmu wartości zmiennych decyzyjnych i wykonuje kolejne symulacje. Po zakończeniu każdej symulacji rejestrowana jest wartość funkcji celu i dobierane są ponownie wartości zmiennych decyzyjnych dla kolejnej symulacji. Proces optymalizacji jest kontynuowany aż do spełnienia jednego z warunków jego zakończenia (rys. 14).

#### 5.5. Optymalizacja systemu wytwarzania i analiza wyników

W efekcie przeprowadzonego procesu optymalizacji przykładowego systemu wytwarzania zostały ustalone wartości zmiennych sterujących, przy których zmienna wyjściowa *ZyskNetto* przyjmuje wartość maksymalną. Zgodnie z wynikami w systemie powinny być trzy obrabiarki typu 1 i cztery typu 2. Pozostałe zasoby powinny występować po jednej sztuce.

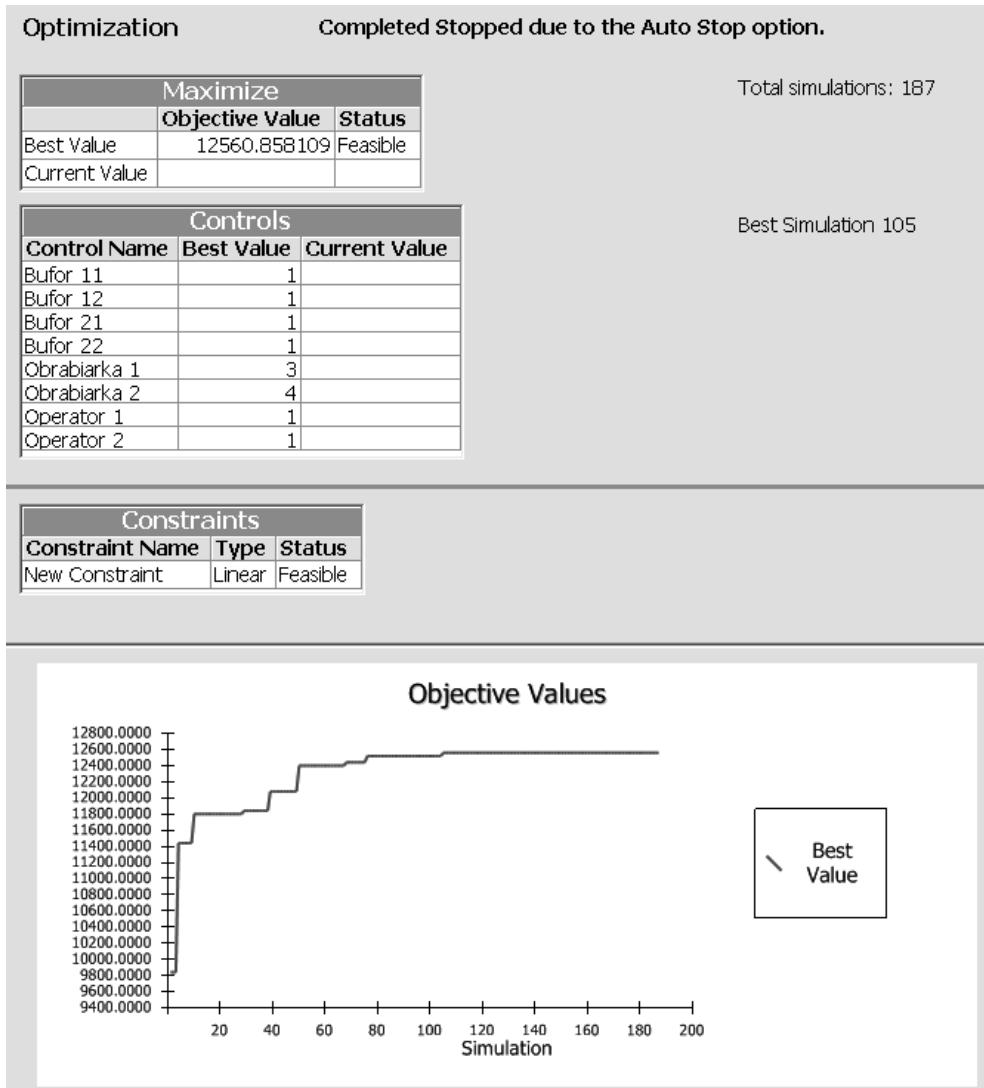


Rys. 13. Definiowanie parametrów symulacji

Fig. 13. Defining the parameters of the simulation

Należy jednak pamiętać, że rozwiązanie to może być najlepszym, czyli optymalnym, ale nie ma pewności, że takim jest. Zostało ono znalezione poprzez przeanalizowanie wyników skończonej liczby symulacji. W ten sposób zostały sprawdzone różne konfiguracje wartości zmiennych decyzyjnych, ale na ogół nie wszystkie. Problem narasta wraz ze wzrostem liczby zmiennych decyzyjnych i wzrostem ich zakresu zmienności. Dlatego należy zawsze z dużą ostrożnością podchodzić do oceny wyników optymalizacji. Mimo to, możemy z całą pewnością powiedzieć, że mamy znalezione najlepsze rozwiązanie ze 187 różnych możliwych. Możemy zatem przyjąć z pewnym przybliżeniem, że przy zadanej liczbie przedmiotów wysyłanych z magazynu do obróbki taka konfiguracja systemu wytwarzania da nam największy zysk netto.

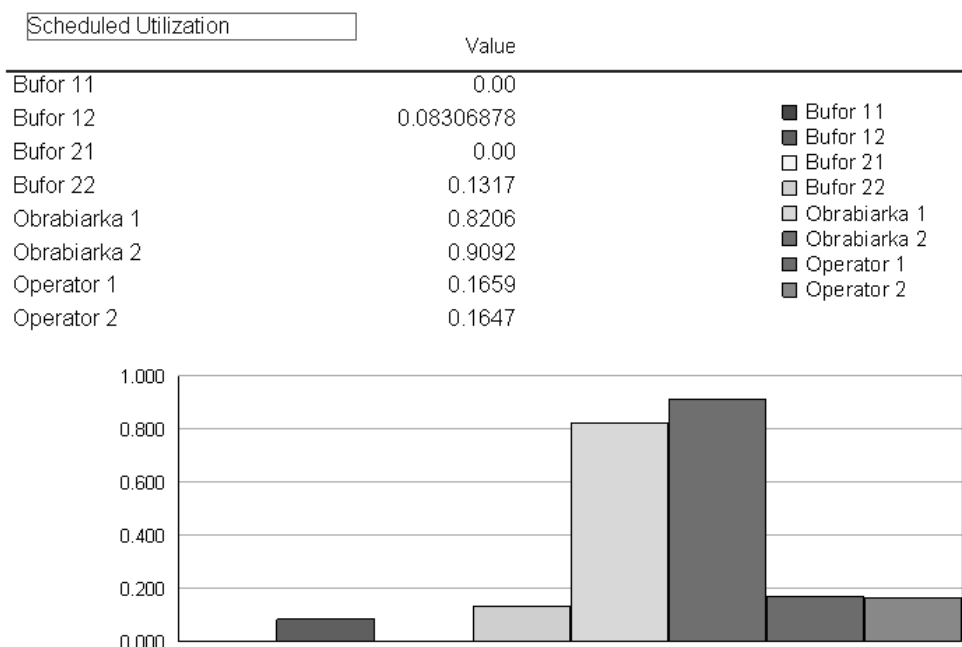
Dla dokładniejszego przeanalizowania zaproponowanego rozwiązania dokonano ponownej symulacji modelu systemu wytwarzania, po uprzednim wprowadzeniu liczebności zasobów zgodnie z wynikami optymalizacji. W wyniku symulacji po 8 godzinach pracy systemu obrobiono 474 przedmioty na 481 przygotowanych do obróbki. Kilka przedmiotów pozostało w systemie (produkcja w toku). Na rys. 15 przedstawiono wartości współczynnika wykorzystania poszczególnych zasobów. Wykorzystanie obrabiarek, najdroższych w eksploatacji zasobów, jest na poziomie 82% i 91%. Znacznie gorzej jest z operatorami. Wykorzystanie na poziomie 16% jest niezadowalające. Być może należy rozważyć obsługę wszystkich obrabiarek przez jednego operatora. Podobnie jest z buforami. Bufory wejściowe wydają się być niepotrzebne.



Rys. 14. Poszukiwanie optymalnego rozwiązania

Fig. 14. The search for the optimal solution

Największe straty są ponoszone ze względu na niedociążonych operatorów. Analiza wyników symulacji może, a nawet powinna, być pomocna przy modyfikowaniu struktury systemu wytwarzania tak, aby opracować możliwie najlepsze rozwiązanie.



Rys. 15. Wykorzystanie zasobów

Fig. 15. The resource utilization

Zaprojektowanie odpowiedniego systemu wytwarzania może się składać z szeregu optymalizacji różnych wariantów konfiguracyjnych. W przypadku bardzo rozbudowanych modeli może być to proces długotrwały.

## 6. Wnioski

Zastosowanie metod symulacji komputerowej w różnych obszarach gospodarki może przynieść bardzo duże korzyści materialne. Jest to jednak uwarunkowane poprawnym zbudowaniem modeli i właściwym przeprowadzeniem eksperymentów symulacyjnych. Konieczna jest bardzo dobra znajomość narzędzi oraz dokładna i trafna analiza działania modelowanego obiektu lub systemu.

Zaproponowana w artykule metoda analizy funkcjonalnej systemów wytwarzania pozwala na odpowiednie usystematyzowanie informacji o systemie i ułatwia budowanie modelu. Dzięki jej zastosowaniu, w dość łatwy sposób można uniknąć wielu błędów w modelowaniu, które prowadzą do zafałszowania wyników. Mimo to wymagane jest bardzo duże doświadczenie projektanta modelu. Jest to szczególnie ważne na etapie weryfikacji poprawności działania modelu symulacyjnego.

Przeprowadzenie optymalizacji jest również procesem złożonym. Należy pamiętać o ograniczonej liczbie wariantów, które są poddawane symulacji. Uzyskane w ten sposób rozwiązanie może być zbliżone do najlepszego, ale nigdy nie mamy pewności, że jest optymalne.

Mimo wielu trudności i niedoskonałości, poszukiwanie optymalnych rozwiązań na drodze symulacji komputerowej bardzo często jest jedyną metodą, którą można zastosować. Z tego względu daje się ostatnio zauważyć intensywny rozwój możliwości funkcjonalnych narzędzi do modelowania, symulacji i optymalizacji procesów dyskretnych.

#### Literatura

- [1] Ekren B.Y., Heragu S.S., *Simulation based regression analysis for rack configuration of autonomous vehicle storage and retrieval system*, Proceedings of the 2009 Winter Simulation Conference, 2405-2413.
- [2] Ichikawa H., *Simulating an applied model to optimize cell production and parts supply (mizusumashi) for laptop assembly*, Proceedings of the 2009 Winter Simulation Conference, 2272-2280.
- [3] Liu Y., Takakuwa S., *Simulation-based personnel planning for materials handling at a cross-docking center under retail distribution environment*, Proceedings of the 2009 Winter Simulation Conference, 2414-2425.
- [4] Krenich S., *Optymalna alokacja obiektów z wykorzystaniem algorytmów ewolucyjnych*, Logistyka, 3, Radom 2011, 1365-1375.
- [5] Krenich S., *Pewne metody hybrydowe w jednokryterialnej optymalizacji konstrukcji*, Czasopismo Techniczne, 4-M/2011/B, z. 7, 2011, 255-262.
- [6] Małopoliski W., *Prototyp elastycznego modelu symulacyjnego systemu wytwarzania w języku SIMAN*, CEEPUS Research Reports, SOP'2008 CA Systems And Technologies, Cracow, Poland, 2008, 257-264.
- [7] Schmitt A. J., Singh M., *Quantifying supply chain disruption risk using monte carlo and discrete-event simulation*, Proceedings of the 2009 Winter Simulation Conference, 1247-1248.
- [8] Takakuwa S., Wijewickrama A., *Optimizing staffing schedule in light of patient satisfaction for the whole outpatient hospital ward*, Proceedings of the 2008 Winter Simulation Conference, 1500-1508.
- [9] Wynter S.A., Ivy J.E., *Simulating public health emergency response: a case study of the 2004 north carolina state fair e.coli outbreak*, Proceedings of the 2009 Winter Simulation Conference, 1957-1968.
- [10] Zdanowicz R., Świder J., *Modelowanie i symulacja systemów produkcyjnych w programie Enterprise Dynamics*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2005.
- [11] [http://www.arenasimulation.com/Solutions\\_Manufacturing.aspx](http://www.arenasimulation.com/Solutions_Manufacturing.aspx).



JANUSZ MIKUŁA, MICHAŁ ŁACH\*

## POTENCJALNE ZASTOSOWANIA GLINOKRZEMIANÓW POCHODZENIA WULKANICZNEGO

---

### POTENTIAL APPLICATIONS OF VOLCANIC ALUMINOSILICATES

---

#### Streszczenie

W artykule przedstawiono współczesne możliwości zastosowań mikro- i nanocząstek tufów wulkanicznych, składających się z glinokrzemianów przestrzennych oraz szeregu faz tlenkowych i minerałów. Opisano przykłady dotychczasowych zastosowań występujących w tufach skaleni potasowych i mik oraz potencjalne możliwości aplikacyjne tych materiałów m.in. w ochronie środowiska, budownictwie, przemyśle kosmetycznym, metalurgii proszków oraz jako wypełniaczy w tworzywach sztucznych. Przedstawiono także możliwości wykorzystania tufów w stopach metali umacnianych cząstkami i dyspersyjnie. Zaprezentowano również wyniki badań struktury i wybranych właściwości tufu filipowickiego.

*Słowa kluczowe: tuff wulkaniczny, cząstki ceramiczne, glinokrzemian, skaień potasowy, zastosowania*

#### Abstract

The article presents the contemporary possibilities of applications of micro- and nano-particles of volcanic tuff consisting of aluminosilicates and a series of spatial phases and oxide minerals. Describes examples of existing uses occurring in tuffs feldspars and micas, and the potential application of these materials include in environmental protection, construction, cosmetics, powder metallurgy, and as fillers in plastics. It also provides the possibility of using tuffs in metal alloys strengthening particles and dispersion. Also presented results of studies of the structure and properties of selected Filipowice tuff.

*Keywords: volcanic tuff, ceramic particles, aluminosilicates, feldspar, applications*

---

\* Dr hab. inż. Janusz Mikuła, prof. PK, mgr inż. Michał Łach, Instytut Inżynierii Materiałowej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Krakowska.

## 1. Wstęp

Tufy są piroklastycznymi skałami powstałymi przez scementowanie różnych frakcji materiału okruszowego spoiwem ilastym lub krzemionkowym. Są produktem konsolidacji tefry (okruszowe produkty wybuchu wulkanicznego). Tuf jest lekką i porowatą skałą o różnoziarnistej strukturze. W jego skład wchodzi: lapille (z wł. *lapilli* – małe kamyczki) – materiały piroklastyczne o wielkości ziarn od 2 do 64 mm, bomby wulkaniczne – bryły lawy o objętości od kilku  $\text{cm}^3$  do  $1 \text{ m}^3$ , wyrzucane przez wulkan i zakrzepłe w czasie lotu, oraz popioły i pyły wulkaniczne [2].

W skład tufów wchodzi także minerały ilaste i zeolity, czyli minerały glinokrzemianowe o specyficznych właściwościach i bardzo szerokim zastosowaniu. W ich strukturze występują puste kanalikowate przestrzenie, których prześwit ma rozmiary kilku  $\text{Å}$ . W czasie ogrzewania oddają zwartą w nich wodę bez naruszania struktury kryształów, a co ważne, proces ten jest odwracalny. Mają one właściwości jonowymienne.

Zeolity znalazły wiele zastosowań m.in. jako: sita molekularne, substancje do oczyszczania gazów i ścieków (doskonale wychwytyują jony metali ciężkich), surowiec do wyrobu cementu, a także jako substancje w przemyśle spożywczym, petrochemii i wiele innych. Znane są także zastosowania w celach leczniczych, np. w leczeniu reumatyzmu, oczyszczaniu krwi czy do kontrolowanego wydzielania leków. Posiadają one także pewne własności antybakteryjne i antygrzybiczne.

Bogactwo składników tufu sprawia, iż jest on niezwykle atrakcyjnym materiałem dla różnego rodzaju zastosowań, co potwierdzają badania prowadzone nad tym materiałem i możliwościami jego wykorzystania. Wydaje się, że jego szersze zastosowanie przemysłowe jest kwestią kilku najbliższych lat. Już teraz w wyszukiwarce patentów „Espacenet” według bazy Worldwide znajduje się kilkaset wynalazków z wykorzystaniem tufów wulkanicznych i liczba ta stale rośnie.

Poniżej opisano kilka potencjalnych możliwości zastosowań tufu filipowickiego ze względu na jego najważniejsze cechy, czyli skład chemiczny i fazowy, rozwiniętą powierzchnię i właściwości jonowymienne.

## 2. Budowa i struktura tufu filipowickiego

Tufy filipowickie to tufy i tufity porfirowe występujące pomiędzy Karniowcami a Filipowicami oraz w Myślachowicach. Mają strukturę porfirową z fenokryształami skalenia. Barwa tufów filipowickich (rys. 1) jest czerwono-różowawa, czasem z białymi plamami wtórnego kalcytu lub zielonymi smugami chlorytu. Są utworami czerwonego spągowca (ok. 290 mln lat) [3].

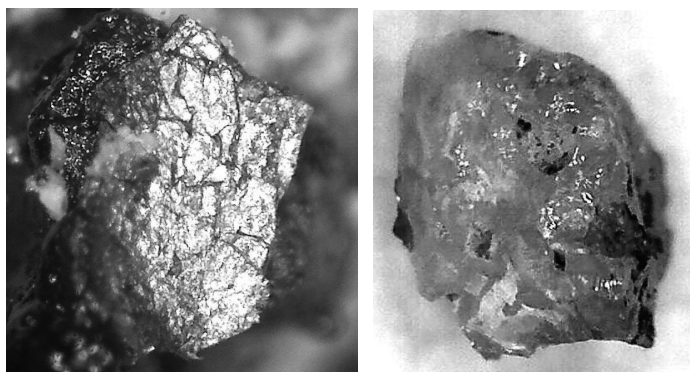
W tufie filipowickim jako główny składnik występuje sanidyn oraz minerały takie jak: kaolinit, biotyt i illit, a także kwarc. Występujące ziarna biotyty są wielkości do 8 mm, pozostałe składniki mają bardzo zróżnicowane wielkości od kilku mm do 5 cm [4].

Tuf filipowicki zawiera liczne ziarna skalenia potasowych (sanidynu), a także drobne blaszki biotyty. Podrzędnie pojawia się skorodowany kwarc, skałek może wykazywać objawy kaolinizacji, a biotyt jest częściowo schlorytyzowany. Tuf jest silnie alkaliczny, zawiera około 8,5–12%  $\text{K}_2\text{O}$ , podczas gdy ilość  $\text{Na}_2\text{O}$  jest niewielka. Korzystne parametry fizyko-mechaniczne powodowały, że był on chętnie stosowany w budownictwie jako surowiec łatwy w obróbce, o dobrych właściwościach termoizolacyjnych.



Rys. 1. Tuf wulkaniczny w postaci skały – pow. 0,5x

Fig. 1. Volcanic tuff in the form of rock – magnification 0.5x



Rys. 2. Wybrane frakcje występujące w tufie filipowickim – biotyt i kwarc – pow. 50x

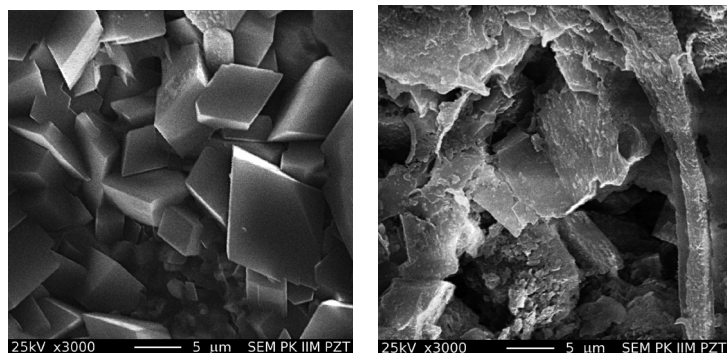
Fig. 2. Selected fractions of Filopowice tuff – biotite and quartz – magnification 50x

Jak wykazały badania [11], w tufie filipowickim ze złoża Kowalska Góra występuje wysoka aktywność pochodząca od potasu  $^{40}\text{K}$ . Może to mieć wpływ na dawkę promieniowania absorbowaną w przypadku użycia tej skały jako materiału budowlanego. Uzasadnione jest przeprowadzenie szczegółowych badań jego radioaktywności w przypadku wykorzystania na szeroką skalę w budownictwie [11].

Skład tlenkowy tufu filipowickiego przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1

$\text{SiO}_2$	$\text{Fe}_2\text{O}_3$	$\text{Al}_2\text{O}_3$	$\text{CaO}$	$\text{MgO}$	$\text{TiO}_2$	$\text{K}_2\text{O}$	$\text{Na}_2\text{O}$
56,04%	5,38%	16,73%	5,39%	0,60%	0,85%	9,16%	0,39%



Rys. 3. Mikrostruktura tufu filipowickiego

Fig. 3. Microstructure of Filipowice tuff

### 3. Możliwości zastosowań

W dostępnej literaturze przedstawiono wiele zastosowań tufów, jak np. surowiec do produkcji lekkich kruszyw strukturalnych w produkcji betonu lekkiego [5, 9], tuf bazaltowy do produkcji szkła [6], materiał na okładziny budynków [8], surowiec do produkcji materiałów ceramicznych [9] itp. O wiele więcej zastosowań podaje literatura dla głównych składników występujących w tufach, tj. skaleni potasowych i sodowych, glinokrzemianów warstwowych oraz mik.

Skalenie potasowe występujące w tufach używane są w farbách i lakierach jako wypełniacze. Stosuje się je ze względu na kolor, połysk, współczynnik załamania światła (zbliżony do oleju lnianego), kwasoodporność, niską absorpcję oleju i niewielkie koszty. Wysokiej czystości skaleni potasowe są używane w stomatologii do produkcji sztucznych zębów. Niewielkie ilości są stosowane również w bateriach, gdyż wpływają na stabilizację przepływu prądu [30].

W Polsce już w latach 50. ubiegłego stulecia pracowano nad wykorzystaniem tufów filipowickich jako źródła potasu, tlenku glinu i surowca do produkcji cementu, a także jako surowca skaleniowego w przemyśle ceramicznym. Już od połowy XIX wieku eksploatowane były one jako materiał stosowany na bloki dla lokalnego budownictwa. Zaczęto nawet nazywać je „marmurem filipowickim”. Tufy filipowickie były cennym materiałem budowlanym ze względu na lekkość, własności izolacyjne i odporność na zmienne warunki atmosferyczne. Wykorzystywano je jako materiały na okładziny budynków. W Krakowie można spotkać okładziny wykonane z tej skały np. na budynku siedziby dawnego Towarzystwa Ubezpieczeniowego „Feniks” (na rogu Rynku Głównego i ulicy św. Jana). Obecnie koło Filipowic znajduje się nieczynny kamieniołom na południowym zboczu Kowalskiej Góry. Eksploatacja przemysłowa nie jest prowadzona, mimo iż stwierdzono przydatność tufu filipowickiego do produkcji ciemnego szkła opakowaniowego oraz nawozów potasowo-fosforowych.

Oprócz wymienionych zastosowań stwierdzono do tej pory także przydatność tufów i minerałów w nich występujących w innych gałęziach przemysłu. Poniżej przedstawiono wybrane zastosowania.

### 3.1. Przemysł budowlany

Znane są wykorzystania tufów jako trwałych składników do produkcji cementów. Produkowane są cementy pucolanowe z dodatkiem tufu. Od bardzo dawna znane są także zaprawy murarskie zawierające tuf wulkaniczny zwany trasem. Jest to jeden z najstarszych dodatków hydraulicznych do wapna, stosowany już przez starożytnych Rzymian. Najważniejsze cechy zapraw z tufem wulkanicznym to m.in.:

- niezwykła trwałość,
- prawie 5-krotnie mniejszy skurcz od zapraw wapienno-cementowych,
- odporność na agresywne wpływy środowiska,
- związanie wolnego wapna, co zapobiega powstawaniu wylugowań wapiennych.

Zaprawy takie zyskują cechy hydrauliczne dzięki krzemionce zawartej w tufie, natomiast niezwiązane wapno, które jest przyczyną wylugowań, jest wiązane już w trakcie twardnienia w niezwykle trwałą, odporną na kwaśne środowisko krzemian.

Cząstki tufów wulkanicznych ze względu na bardzo rozwiniętą powierzchnię i własności sorpcyjne, a także odporność na ścieranie mogą być wykorzystywane również jako dodatek do farb i lakierów. Ostatnio obserwuje się intensywny rozwój i zainteresowanie dodatkiem cząstek ceramicznych do farb i lakierów.

Firma Mitsubishi Motors opracowała bezbarwny lakier ceramiczny. Lakier ten zawiera cząstki ceramiczne, które tak przyciągają do siebie wodę, że cząsteczki brudu, tłuszczu i zanieczyszczenia olejowe są wypychane na jej powierzchnię. Szacuje się, że nadwozie samochodu pokrytego takim lakierem jest o 80% odporniejsze na zabrudzenie i o 20 procent na działanie kwasów [32].

Na rynku pojawiły się także farby do ścian zawierające porowate cząsteczki ceramiczne. Ich główną zaletą jest właśnie mikroporowata struktura, która umożliwia swobodne odparowanie wilgoci zawartej w ścianach. Farby takie nie zmieniają właściwości retencyjnych podłoża, dlatego też ściany w naturalny sposób przyjmują i oddają wilgoć. Zalecane są do pomieszczeń o znacznej zawartości wilgoci w powietrzu. Charakteryzują się oprócz tego wysoką odpornością na zmywanie i ścieranie, dużą odpornością na zmianę barwy oraz bardzo dobrą przyczepnością do podłoża.

Największe zastosowanie w przemyśle farb i lakierów oprócz kaolinów i mik mają także skalenie potasowe, sodowe lub wapienno-wapniowe. Materiały te pełnią rolę tak zwanych wypełniaczy, obniżając koszty surowcowe i wpływając w istotnym stopniu na właściwości farb i otrzymywanych z nich powłok [21].

Materiały glinokrzemianowe, takie jak tufy, mogą posłużyć także do produkcji pigmentów ceramicznych. Też tą popierają najnowsze badania archeologiczne nad malowidłami Majów. Niebieska farba używana przez Majów zdumiewa wszystkich swoją trwałością. Przez ponad półtora tysiąca lat malowidła zachowały intensywny kolor, będąc odporne na wilgotny klimat, światło, temperaturę, mikroorganizmy, a także – jak pokazały badania laboratoryjne – również na chemikalia. Sekret tkwi w zastosowaniu przez Majów porowatych minerałów gliniastych. W czasie wytwarzania farby ogrzewano roślinny barwnik, który wypełniał pory gliniastego minerału, szczelnie je zatykając. Gлина i minerały, które otaczały cząstki barwnika, chroniły je przed wpływem środowiska. Odkrycie to ma ogromne znaczenie, gdyż daje możliwości produkcji bardzo trwałych barwników i pigmentów chociażby z minerałów pochodzenia wulkanicznego, jakimi są tufy. Znane są także od bardzo dawna pigmenty na bazie tufów wulkanicznych, tzw. pucoli, o barwie chłodnej, zgaszonej czerwie-



ni, które wykorzystuje się do fresków i barwienia tynków. Doskonale wiążą się one z zaprawą wapienną, nadając jej cechy wodoodporności.

Tufy wulkaniczne składają się zarówno z glinokrzemianów przestrzennych, jak i warstwowych oraz mik. Korzyścią stosowania surowców o budowie płytkowej jest poprawa krycia na sucho przez lepsze rozdzielenie cząstek pigmentów między dużymi cząstkami zwykłych wypełniaczy. Wydłużony kształt sprawia, że cząstki glinokrzemianów i krzemianów dobrze mieszczą się w wolnych przestrzeniach, przez co zwiększa się stopień rozproszenia padającego światła, co poprawia krycie farby. Budowa płytkowa powoduje również wytworzenie efektu barierowego, który wspomaga działanie pigmentów antykorozyjnych w farbách do ochrony metalu.

Badania [17] prowadzone nad wpływem dodatku tufu na własności antykorozyjne stali wykazały, że tuf eliminuje korozję podpowłokową, podnosi przyczepność i odporność na uderzenia, a także podnosi odporność na ścieranie.

Użycie miki poprawia odporność na warunki atmosferyczne i zmniejsza tendencję do powstawania siatki drobnych pęknięć powłoki. Glinokrzemiany będące wypełniaczami funkcyjnymi zachowują się jak modyfikatory reologiczne i przez oddziaływania z innymi składnikami farby zmieniają jej profil lepkości i są odpowiedzialne za nadanie farbie właściwości tiksotropowych.

Glinokrzemiany są bardzo użytecznymi surowcami jako wypełniacze funkcyjne stosowane w ilości kilkunastu lub więcej procent oraz jako substancje pomocnicze używane zazwyczaj w ilości mniejszych niż 2%, które wpływają na ostateczne właściwości wyrobu farbiarskiego [21].

### 3.2. Przemysł kosmetyczny

Rozwinięta powierzchnia oraz niezwykle własności pochłaniania substancji sprawiają, iż tufy wulkaniczne mogą stanowić atrakcyjny materiał w przemyśle kosmetycznym. Już teraz w ofercie wielu firm kosmetycznych znajdują się peelingi ze skał pochodzenia wulkanicznego, składające się z bardzo drobnych i delikatnych fragmentów skał i minerałów. Oprócz działania ścierającego, polegającego na mechanicznym usuwaniu martwego naskórka, działanie takich peelingów polega także na pochłanianiu różnych toksyn i produktów przemiany materii. Jest to możliwe dzięki występowaniu w skałach wulkanicznych wielu krzemianów i glinokrzemianów, a także zeolitów. To właśnie związki krzemu i zeolity posiadają niebywale zdolności pochłaniania różnych substancji (podobnie jak węgiel aktywny). Materiały takie dzięki swojej rozwiniętej powierzchni (od kilku do nawet kilku tysięcy  $m^2/g$ ) tworzą na powierzchni skóry porowatą warstwę, która pochłania szkodliwe substancje i łój. To wszystko powoduje, że po oczyszczeniu skóra jest bardziej dotleniona i poprawia się ukrwienie. Dokładne usunięcie martwego naskórka i odblokowanie porów sprawia także, że łatwiej wchłaniają się substancje zawarte w preparatach kosmetycznych, przez co zwiększają one swoją skuteczność. Preparaty kosmetyczne z minerałami pochodzenia wulkanicznego mają także jeszcze jedną bardzo ważną funkcję. Dostarczają one bowiem (ze względu na swój skład i właściwości jonowymienne) liczne makro- i mikroelementy niezbędne do prawidłowego funkcjonowania skóry. Są to m.in. potas, żelazo, wapń, sód, magnez itp.

Wykorzystywane są w kosmetyce nie tylko do leczenia cery tłustej i trądzikowej. Znaleźć je możemy w kremach, tonikach, maseczkach, maściach, płynach, żelach do mycia cia-

ła i szamponach. Lecznicze działanie ziemi wulkanicznych i gliniek to wynik budowy ich cząsteczek. Posiadają one na powierzchni mikroskopijne otwory, które pochłaniają bakterie i toksyny ze skóry. Jednocześnie ich nierówności wywołują efekt mikromasażu, oczyszczając pory. Glinki wulkaniczne działają jak antyseptyk i antybiotyk zarazem oraz pomagają w walce z cellulitem.

### 3.3. Przemysł przetwórstwa tworzyw sztucznych

Badania kompozytów [10] na osnowie termoplastów z wykorzystaniem tufu jako napełniacza wykazały, że kompozyty takie cechuje wyższa sztywność i twardość powierzchni. Dodatkowo podnoszą swoją odporność temperaturową i ograniczają kurczliwość. Charakteryzują się także wysokim wskaźnikiem płynięcia, co umożliwia wtrysk wyrobów o skomplikowanym kształcie. Tuf w ilościach od 10% do 30% może być wykorzystywany w celu zmniejszenia kosztów materiałowych dzięki zastąpieniu nim droższych domieszek, takich jak pigmenty, środki zmniejszające palność i modyfikatory uderzeniowe.

Kompozyty napełniane tufem możemy zastosować do produkcji artykułów elektrotechnicznych (artykuły oświetleniowe), na elementy cierne (zwiększenie maksymalnych dopuszczalnych nacisków) oraz na elementy o zwiększonej twardości i odporności na pęcznienie [18].

Rys. 4. Europalety z recyklatów polietylenu z 15% dodatkiem tufu [18]

Fig. 4. Europallets of polyethylene recyclates with addition of tuff



W przypadku glinokrzemianów silne pęcznienie płytek powoduje bardzo mocne zakleszczanie pomiędzy nimi makrocząsteczek osnowy polimerowej, czym można tłumaczyć wzrost właściwości wytrzymałościowych. Wprowadzenie nanonapełniaczy do polimeru powoduje wyraźne zwiększenie modułu sprężystości, większą odporność termiczną, polepszenie właściwości barierowych, odporność na rozpuszczalniki organiczne, większy współczynnik tłumienia ognia, lepsze właściwości optyczne oraz mniejszy współczynnik rozszerzalności liniowej [1].

Nanokompozyty polimer-krzemian charakteryzują się podwyższoną odpornością termiczną i mają korzystne właściwości uniepalniające, dzięki czemu są bardziej przyjazne dla środowiska w odróżnieniu od polimerów uniepalnianych z udziałem halogenów, fosforanów czy związków aromatycznych. Spalane tworzywa zawierające tradycyjne antypireny – w przeciwieństwie do krzemianowych nanokompozytów polimerowych – wydzielają znaczną ilość CO<sub>2</sub> i sadzy, natomiast krzemiany pozostają nienaruszone w bardzo wysokich temperaturach [1].

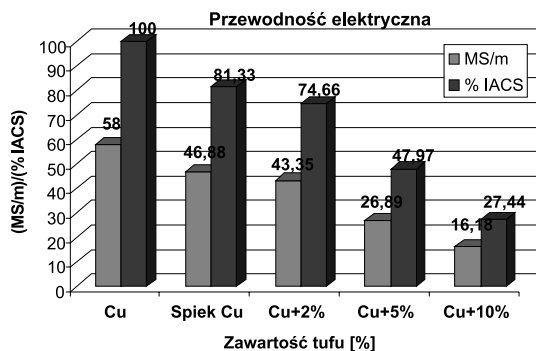
Przeprowadzone badania [31] wykazały możliwość zastosowania zmielonego tufu wulkanicznego poddanego obróbce chemicznej i cieplnej jako skutecznego, przyjaznego dla

środowiska kompatybilizatora mieszanin recyklatów polietylenu wysokiej gęstości. Stwierdzono ponaddwukrotny wzrost odkształceń przy zerwaniu – zarówno dla próbek wtryskiwanych, jak i wycinanych ze ścianek rozdmuchiwanego kanistra wykonanego z kompozytu na podstawie starzonego recyklatu PEHD z przemiału pojemników z dodatkiem tufu. Niewielki wzrost modułu sprężystości oraz temperatury mięknienia Vicata oraz praktycznie niezmienną wartość wytrzymałości sprawiają, że tuf jako nowy kompatybilizator jest interesującą alternatywą drogich dodatków poprawiających mieszalność recyklatów stosowanych do wytwarzania wyrobów metodą wytłaczania z rozdmuchiwaniami [31].

### 3.4. Kompozyty o osnowie metali, bioceramika

W kompozytach na osnowie metali, zwłaszcza tych wytwarzanych technologią metalurgii proszków, olbrzymie znaczenie mają cząstki ceramiczne wykorzystywane do wzmacniania kompozytów. Jako cząstki wzmacniające w literaturze wymienia się takie materiały jak: węgliki metali ( $\text{SiC}$ ,  $\text{TaC}$ ,  $\text{WC}$ ,  $\text{B}_4\text{C}$ ), azotki metali ( $\text{TaN}$ ,  $\text{ZrN}$ ,  $\text{Si}_3\text{N}_4$ ,  $\text{TiN}$ ), borki metali ( $\text{TaB}_2$ ,  $\text{ZrB}_2$ ,  $\text{TiB}_2$ ,  $\text{WB}$ ) oraz tlenki metali ( $\text{ZrO}_2$ ,  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{ThO}_2$ ) lub ich mieszaniny [13]. Bardzo duże zainteresowanie wzbudza umacnianie takimi cząstkami kompozytów na osnowie miedzi. Autorzy wielu prac dowodzą w swoich badaniach, że twarde cząstki ceramiczne umacniające miedź nie powodują drastycznego obniżenia właściwości elektrycznych przy czym podnoszą twardość [15, 14], zwiększają odporność materiału na działanie wysokich temperatur [14] oraz powodują zwiększenie gęstości dyslokacji na skutek różnic we współczynnikach rozszerzalności cieplnej osnowy i wzmacniających ją cząstek [16].

Badania własne przeprowadzone w Instytucie Inżynierii Materiałowej Politechniki Krakowskiej wykazały, że dodatek tufu w kompozytach o osnowie miedzi wpływa na zmniejszenie ich porowatości oraz wzrost twardości. Obserwuje się także zmniejszenie przewodności elektrycznej. Wprowadzenie do miedzi tufu w ilości 2% pozwala jednak na zachowanie przewodności elektrycznej porównywalnej z przewodnością powszechnie stosowanych elektrod do zgrzewania oporowego. Wyniki badań przedstawiono na rys. 5–7.



Rys. 5. Wartości przewodności elektrycznej kompozytów w zależności od zawartości tufu (badania własne)

Fig. 5. Electrical conductivity of composites depending on the content of tuff (own research)

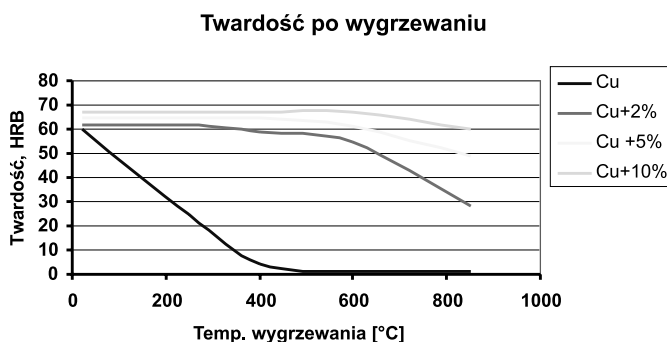


Najważniejszą cechą kompozytów z tufem jest wysoka temperatura mięknięcia, co ma kluczowe znaczenie przy zastosowaniu tego materiału na elektrody do zgrzewania oporowego. Dodatkowo zaletą tufu jest jego niska cena i powszechna dostępność, a proces produkcji elektrod z tufem jest prosty i relatywnie tani, co przyczynia się do znacznego obniżenia kosztów materiałów na elektrody.



Rys. 6. Nasadkowe końcówki elektrod wykonane z kompozytu z tufem (badania własne)

Fig. 6. Welding electrode tip made of composite with tuff (own research)



Rys. 7. Zmiany twardości kompozytów z tufem i czystej miedzi po ekspozycji w podwyższonej temperaturze (badania własne)

Fig. 7. Hardness of composites with tuff and pure copper after exposure at elevated temperatures (own research)

Tuf może być wykorzystywany również w kompozytach metalowych jako zbrojenie nasycane ciekłą osnową metalową. Znajdujące się w nim porowate glinokrzemiany powodują, że zbrojone nim kompozyty mogą być łatwo poddawane recyklingowi. Jak wykazały badania [12], kompozyty zbrojone spiekami glinokrzemianowymi, w przeciwieństwie do kompozytów zbrojonych spiekami grafitowymi, mogą być z powodzeniem poddawane recyklingowi przez samoistne wypływanie ciekłego metalu z porów zbrojenia.

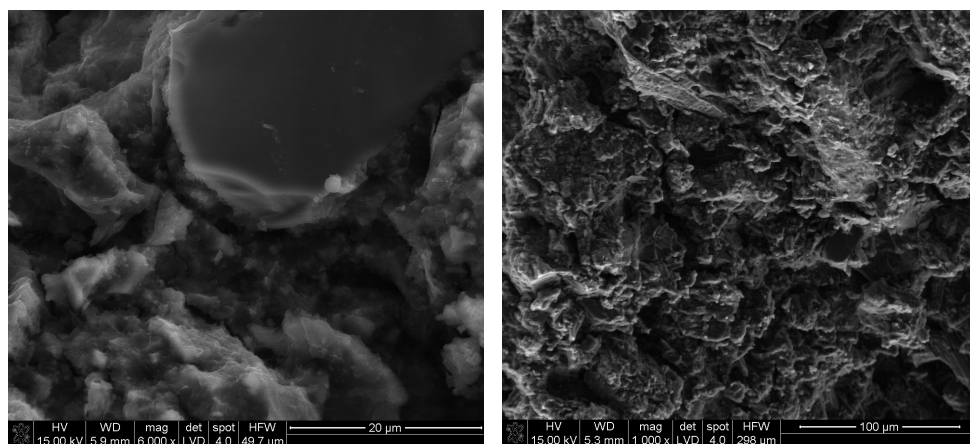
### 3.5. Powłoki natryskiwane i otuliny elektrod spawalniczych

Zastosowanie tufu jako składnika otulin zapewnia równomierny rozkład składników przy wykonywaniu warstwy otuliny, co eliminuje powstawanie defektów w stopionym metalu, umożliwia otrzymanie masy lekko przemieszczającej się i posiadającej wysoką wytrzymałość. Przy zawartości tufu 8–10% powstaje żużel o dobrych właściwościach pokrywających oraz zapewniający otrzymanie spoiny o drobnym ziarnie i płynnym przejściu lica spoiny do materiału rodzimego [19]. Zastosowanie tufu umożliwia zwiększenie udarności spoiny przy zachowaniu pozostałych właściwości mechanicznych napawanego metalu, zmniejszenie dyfundującego wodoru, poprawę prasowalności otuliny, eliminuje stosowanie innych plastyfikatorów w masie otulinowej, zmniejsza tworzenie się „daszka” podczas spawania w pozycji pionowej oraz zwiększa stabilność jarzenia się łuku spawalniczego [20].

Najważniejszy wpływ glinokrzemiany potasowe występujące w tufach mają na stabilizację łuku elektrycznego, a także działają jako topnik. W spawaniu łukowym drobno zmielony (60–200  $\mu\text{m}$ ) ortoklaz stanowi 5–10% mieszaniny otuliny elektrod. Wpływa on na obniżenie temperatury topnienia żużla, który chroni spoinę przed utlenianiem. Stabilizuje to również i „wygładza” łuk elektryczny. W przemyśle indyjskim stosuje się np. skalenie o niskiej zawartości  $\text{Na}_2\text{O}$  (1–3%) (podobnie jak w tufie filipowickim), lecz w niektórych krajach używa się również skaleń sodowych. Są one mniej efektywne jako stabilizatory łuku, ale bardziej skuteczne jako topniki [30].

### 3.6. Geopolimery na bazie tufu filipowickiego

Geopolimery to polimery nieorganiczne, które są materiałami glinokrzemowymi i które charakteryzują się doskonałymi własnościami fizycznymi i chemicznymi oraz zróżnicowanym zakresem potencjalnych zastosowań [22]. Należą do alkalicznych glinokrzemianów, czyli zawierają krzem, glin oraz pierwiastek alkaliczny typu sodu lub potasu. W przyrodzie takie minerały występują w postaci zeolitów. Geopolimery nie powstają jednak w wyniku procesów geologicznych, lecz są otrzymywane sztucznie [23]. Proces tworzenia nieorganicznego polimeru może zachodzić w warunkach temperatury pokojowej i normalnego ciśnienia, ale wymaga wysokiej koncentracji jonów krzemu i glinu w roztworze. Geopolimery łączą w sobie właściwości materiałów nieorganicznych – takie jak wysoka wytrzymałość i odporność termiczna – z właściwościami materiałów organicznych [24]. Znajdują one szerokie i różnorodne zastosowania. W budownictwie użyto ich po raz pierwszy w latach 1972–1976. Wykorzystywano je na przykład do naprawy płyty lotniskowej w Los Angeles. Stosowane są także np. do produkcji rur wydechowych bolidów Formuły 1 czy do produkcji osłon cieplnych do wahadłowców. Szacuje się, że produkty na bazie geopolimerów będą wykorzystywane już wkrótce na bardzo szeroką skalę m.in. w budowie mostów, dróg, domów, a także do stabilizacji niebezpiecznych i radioaktywnych odpadów. Można w nich stosować także zbrojenie używane w klasycznych betonach, np. stal węglową i antykorozyjną. Stosuje się w nich często alkalioodporne włókna wykonane z dwutlenku cyrkonu lub włókna z polimerów organicznych. Znaczną uwagę poświęca się geopolimerom przede wszystkim w przemyśle budowlanym [23].



Rys. 8. Mikrostruktura geopolimerów na bazie tufu filipowickiego (badania własne)

Fig. 8. Microstructure of geopolymers based on Filipowice tuff

Zastosowanie geopolimerów zamiast tradycyjnych cementów ma bardzo wiele zalet [24]:

- wysoka wytrzymałość mechaniczna,
- podwyższona kwasoodporność,
- podwyższona odporność cieplna,
- szybszy początek wiązania,
- dostępność surowców i ich niższy koszt,
- mniejsze zużycie energii,
- możliwość immobilizacji toksyn.

Wzrost cen energii oraz zanieczyszczenia środowiska powodują, że coraz częściej poszukuje się alternatywnych w stosunku do cementu portlandzkiego materiałów wiążących. Naukowcy szacują, że przy produkcji geopolimerów powstaje 6 razy mniej dwutlenku węgla niż przy produkcji cementu. Geopolimery są bardziej wytrzymałe na ściskanie niż beton. Standardowe betony z cementu portlandzkiego wykazują wytrzymałość na ściskanie na poziomie 30–60 MPa, natomiast geopolimery mogą osiągać wytrzymałość aż do 100 MPa (a nawet więcej). Charakteryzują się także wysoką odpornością na ogień i działanie środków chemicznych. Mogą pracować do temperatury nawet 1000°C, podczas gdy tradycyjny beton maks. do 300°C. Osiągają także bardzo krótkie czasy wiązania, nawet poniżej jednej godziny. Materiały geopolimerowe znajdują coraz szersze zastosowania. Coraz częściej mówi się o wykorzystaniu geopolimerów na powłoki ochronne stali [26–30]. Podczas gdy większość żywic epoksydowych ulega zwęgleniu w temperaturze około 300°C, geopolimery mogą zapewnić dobre własności mechaniczne w temperaturach dochodzących do 1000°C [25].

Jako materiał bazowy do wytwarzania geopolimerów o specjalnych właściwościach może posłużyć tuf filipowicki. Jak wykazały wstępne badania, tuf poddany obróbce termicznej jest rewelacyjnym materiałem do produkcji geopolimerów. Geopolimery takie charakteryzują się krótkim czasem wiązania i wysokimi własnościami wytrzymałościowymi oraz dużą ognioodpornością.

### 3.7. Inne zastosowania

Piaski i żwirki pochodzenia wulkanicznego mogą także znaleźć zastosowanie jako materiały wykorzystywane jako żwirki czy podsypki w kuwetach dla zwierząt. Charakteryzują się one bowiem dużymi właściwościami sorpcyjnymi. Bardzo dobrze pochłaniają wilgoć i nieprzyjemne zapachy.

Mogą również stanowić materiał wykorzystywany w akwarystyce. Żwirki czy piaski tufowe o neutralnym pH i porowatej strukturze dają miły wygląd, a także spełniają specjalne funkcje. Porowata struktura na przykład sprzyja rozwojowi flory bakteryjnej, co wspomaga uwalnianie substancji biologicznych ze żwirku. W porach mogą zagnieźdzać się grzyby mikroskopijnych rozmiarów oraz bakterie różnych szczepów, które mogą rozkładać na prostsze związki chemiczne takie substancje jak odchody ryb, obumarłe szczątki roślin i resztki pokarmu. Przetworzone produkty pochodzenia organicznego stają się materiałem budulcowym dla roślin w akwarium. Porowata struktura lawy wulkanicznej sprzyja osadzaniu się bakterii nityfikacyjnych, dzięki czemu zwiększa się powierzchnia filtracji biologicznej. Zastosowanie wkładu z lawy wulkanicznej pozwala skutecznie obniżyć poziom zanieczyszczeń organicznych, utrzymując czystą i klarowną wodę.

Porowate okruchy skały wulkanicznej świetnie nadają się jako baza dla olejków eterycznych.

W sprzedaży dostępne są także aktywatory kompostu i gleby na bazie skał wulkanicznych. Wykorzystuje się je do przygotowania podściółki w stajni, chlewni czy oborze w celu zatrzymania procesów gnilnych i zmniejszenia uciążliwości zapachowej i przyspieszenia procesu kompostowania oraz mineralizacji ściernisk, odpadów żniwnych i nawozów zielonych. Materiał ten to „energetyzujący” proszek wulkaniczny. Działając jako biostymulator, wywołuje aerobową mineralizację materiału organicznego znajdującego się w glebie i kompoście i zapobiega tym samym występowaniu procesów gnilnych. Zjawisko adsorpcji substancji płynnych oraz gazów znacznie redukuje poziom emisji amoniaku z obornika. Producent podaje także, że materiał ten: przyspiesza kompostowanie w kopcu, butwienie ściernisk, słomy oraz nawozów zielonych na polach, zapobiega zbyt szybkiemu wsiąkaniu wody w ziemię, więc jest ona dłużej dostępna dla roślin, przyciąga dżdżownicę itp.

Tufy wykorzystywane są także do produkcji płytek dachowych, płyt balkonowych i fasadowych. Firma Euronit z Olkusza produkuje materiały, które składają się z cementu portlandzkiego, tufu wulkanicznego, celulozy, włókien z polialkoholu winylowego oraz powietrza zamkniętego w mikroskopijnych porach i wody.

Dodatek porowatych tufów wulkanicznych zwiększa pojemność powietrzną podłoża oraz ułatwia odprowadzanie wody. Tufy wulkaniczne mają podobne właściwości jak keramzyt. Glinki wulkaniczne dodawane do ziemi dla roślin stabilizują warunki wodne podłoża, gwarantują równomierne uwilgotnienie, magazynują składniki mineralne, przeciwdziałają zmianom pH oraz zapobiegają wypłukiwaniu składników pokarmowych. Mieszanki z dodatkiem 50–80% tufu są oceniane jako jedne z najlepszych podłoży uprawowych.

#### 4. Wnioski

Tufy filipowickie są bardzo atrakcyjnym materiałem, mogącym mieć bardzo szerokie zastosowanie, co potwierdzają badania naukowe. Do tej pory stwierdzono np. przydatność tufu filipowickiego jako wypełniacza w tworzywach sztucznych, inhibitora korozji, jako cząstki umacniające w metalach i stopach metali. Bardzo obiecujące jest wytwarzanie geopolimerów na bazie tufu filipowickiego, które mogą stać się alternatywą dla tradycyjnych betonów hydraulicznych. Mogą one także stanowić rewelacyjny materiał do syntezy zeolitów, których zastosowania są bardzo szerokie.

#### Literatura

- [1] Kurzydłowski K., Lewandowska M., *Nanomateriały inżynierskie, konstrukcyjne i funkcjonalne*, PWN, Warszawa 2010.
- [2] Ryka W., Maliszewska A., *Słownik Petrograficzny*, Wydawnictwo Geologiczne, Warszawa 1991.
- [3] Głogowska M., *Walory edukacyjne odsłoneń geologicznych i obiektów górniczych w okolicy Trzebini*, rozprawa doktorska, AGH, Kraków 2007.
- [4] Smolak W., Michalik M., *The lower permian filipowice tuff – are there primary components in it?*, Mineralogical society of Poland – special papers, vol. 20, 2002.
- [5] Gennaro R., Cappelletti P. i in., *Neapolitan Yellow Tuff as raw material for lightweight aggregates in lightweight structural concrete production*, Applied Clay Science, 28, 2005, 309-319.
- [6] Gennaro R., Cappelletti P. i in., *Zeolitic tuffs as raw materials for lightweight aggregates*, Applied Clay Science 25, 2004, 71-81.
- [7] Karamanov A., Ergul S. i in., *Sinter-crystallization of a glass obtained from basaltic tuffs*, Journal of Non-Crystalline Solids 354, 2008, 290-295.
- [8] Takagi M., Maeda H., Ishida E.H., *Hydrothermal solidification of green tuff/tobermorite composites*, Journal of the Ceramic Society of Japan, 117 (11), 2009, 1221-1224.
- [9] Ergul S., Ferrante F. i in., *Characterization of basaltic tuffs and their applications for the production of ceramic and glass-ceramic materials*, Ceramics International, 35, 2009, 2789-2795.
- [10] Żmudka S., Budniak I., Kuciel S., Mikuła J., *Ocena możliwości zastosowań wulkanicznego tufu jako napelnacza polimerów termoplastycznych*, Czasopismo Techniczne, 1-M/2009, z. 3, Kraków 2009.
- [11] Malczewski D. i in., *Promieniotwórczość naturalna skał paleozoicznych z rejonu Krzeszowic*, Przegląd Geologiczny, vol. 54, nr 9, 2006.
- [12] Nagolska D., *Recykling odlewów kompozytowych zbrojonym spiekami glinokrzemianowym*, Kompozyty, 8:4, 2008, 409-413.
- [13] Kaczmar J.W., Pietrzak K., Włosiński W., *The production and application of metal matrix composite materials*, Journal of Materials Processing Technology, 106, 2000, 58-67.

- [14] Shen K.M.P., Wang S.M. Li, *Study on the properties and microstructure of dispersion strengthened copper alloy deformed at high temperatures*, Journal of Alloys and Compounds 479, 2009, 401-408.
- [15] Zhang J., He L., Zhou Y., *Highly conductive and strengthened copper matrix composite reinforced by  $Zr_2Al_3C_4$  particulates*, Scripta Materialia 60, 2009, 976-979.
- [16] Afshar A., Simchi A., *Flow stress dependence on the grain size in alumina dispersion-strengthened copper with a bimodal grain size distribution*, Materials Science and Engineering, A 518, 2009, 41-46.
- [17] Hebdowska M., *Wpływ tufu wulkanicznego na własności powłok antykorozyjnych stali*, materiały niepublikowane, Instytut Inżynierii Materiałowej, Politechnika Krakowska, 2010.
- [18] Żmudka S., *Zastosowanie tufu wulkanicznego jako wypełniacza w tworzywach sztucznych*, materiały niepublikowane, Instytut Inżynierii Materiałowej, Politechnika Krakowska, 2010.
- [19] Patent RU 2 198 774 C1; СОСТАВ ЭЛЕКТРОДНОГО ПОКРЫТИЯ.
- [20] Patent RU 2 198 775 C1; КОМПОНЕНТ ПОКРЫТИЙ СВАРОЧНЫХ ЭЛЕКТРОДОВ.
- [21] Umiński M., Chruściel G., Machowicz E., Żołądek J., *Surowce glinokrzemianowe i krzemianowe w przemyśle farb i lakierów*, Materiały Ceramiczne, 3/2005.
- [22] Komnitsas K., Zaharaki D., *Geopolymerisation: A review and prospects for the minerals industry*, Minerals Engineering, 20, 2007, 1261-1277.
- [23] Novotny J., *Masy samoutwardzalne z geopolimerowym układem wiążącym*, VIII Konferencja Odlewnicza Technical 2005.
- [24] Gołek Ł., *Wpływ składu chemicznego szkieł glinokrzemianowych na proces ich alkalicznej aktywacji*, praca doktorska, AGH, Kraków 2007.
- [25] Gomes K.C., Torres S.M., Barros de S., Barbosa N.P., *Adhesion of geopolymer bonded steel plates*, Mechanics of Solids in Brazil 2009, Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering.
- [26] Temuujin J., Minjigmaa A., Richard W. i in., *Preparation of metakaolin based geopolymer coatings on metal substrates as thermal barriers*, Applied Clay Science 46, 2009, 265-270.
- [27] Yong S.L., Feng D.W., Lukey G.C., van Deventer J.S.J., *Chemical characterisation of the steel-geopolymeric gel interface*, Colloids Surf. A: Physicochem. Eng. Asp., 302, 2007, 411-423.
- [28] Bell J., Gordon M., Kriven W., *Use of geopolymeric cements as a refractory adhesive for metal and ceramic joins*, Ceramic Engineering and Science Proceedings, 2005, 407-413.
- [29] Latella B.A., Perera D.S., Escott T.R. & Cassidy D.J., *Adhesion of glass to steel using a geopolymer*, Journal of Material Science, 41, 2006, 1261-1264.
- [30] Chatterjee K.K., *Uses of Industrial Minerals, Rocks and Freshwater*, Nova Science Publisher, NY 2009.
- [31] Kuciel S., Kuźniar P., Mikula J., *Tuf – nowy mineralny kompatybilizator recyklatów PEHD przeznaczonych do wytwarzania wyrobów metodą rozdmuchiwania*, Polimery i Kompozyty Konstrukcyjne 2011.
- [31] <http://motoryzacja.interia.pl/news/plajta-automyjni,31774> (dostęp: 05.11.2012).



JACEK PEKALA\*

KONCEPCJA ALGORYTMU SPRAWDZANIA  
KOMPLETNOŚCI DANYCH W PROCESIE ICH  
WYMIANY MIĘDZY SYSTEMAMI INFORMATYCZNYMI  
PRZEDSIĘBIORSTW PRODUKCYJNYCH

CONCEPT OF DATA COMPLETENESS VERIFICATION  
ALGORITHM IN THE PROCESS OF ITS EXCHANGE  
BETWEEN PRODUCTION ENTERPRISE SYSTEMS

Streszczenie

W artykule przedstawiono wstępną koncepcję schematu sprawdzania kompletności danych po procesie ich transformacji, opracowaną na potrzeby wymiany informacji między różnymi systemami informatycznymi przetwarzającymi informacje w przedsiębiorstwie produkcyjnym. Scharakteryzowano mechanizm konwersji informacji wykorzystywany podczas ich przepływu pomiędzy systemami informatycznymi przedsiębiorstwa. Opisano problematykę utraty części danych w trakcie ich przekształcania. Zaprezentowano wyniki działania programu implementującego opracowany algorytm.

*Słowa kluczowe: algorytm sprawdzania kompletności danych, transformacja danych, wymiana danych*

Abstract

The paper presents an initial version of a data completeness verification schema used in the process of its transformation elaborated for the information exchange between different systems in a manufacturing company. Data conversion mechanism used in information flow between enterprise systems was characterized. Problems of data loss during the conversion process were described. The paper also presents the work results of the application which implements the algorithm.

*Keywords: data completeness verification algorithm, data transformation, data exchange*

\* Mgr inż. Jacek Pękala, Instytut Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji, Wydział Mechaniczny, Politechnika Krakowska.

## Oznaczenia

B2MML	–	<i>Business to Manufacturing Markup Language</i> – język znaczników relacji zarządzanie-produkcja
CNC	–	<i>Computer Numerical Control</i> – komputerowe sterowanie urządzeń numerycznych
ERP	–	<i>Enterprise Resource Planning</i> – system zarządzania zasobami przedsiębiorstwa
MES	–	<i>Manufacturing Execution System</i> – system realizacji produkcji
OPC	–	<i>OLE for Process Control</i> – łączenie i osadzanie obiektów dla kontroli procesu
PLC	–	<i>Programmable Logic Controller</i> – programowalny sterownik logiczny
SCADA	–	<i>Supervisory Control and Data Acquisition</i> – system kontroli nadzorczej i akwizycji danych
XML	–	<i>Extensible Markup Language</i> – rozszerzalny język znaczników
XSD	–	<i>Extensible Schema Definition</i> – rozszerzalna definicja schematów
XSL	–	<i>Extensible Stylesheet Language</i> – rozszerzalny język arkuszy stylów
XSLT	–	<i>Extensible Stylesheet Language Transformation</i> – przekształcenia oparte o rozszerzalny język arkuszy stylów

## 1. Wstęp

Rzeczywistość technologii informatycznych pozwala na tworzenie w wielu różnych dziedzinach nowych rozwiązań czy usprawnienie już istniejących. We współczesnych strukturach informatycznych, których architektura jest często tworzona w oparciu o rozwiązania rozproszone, zastosowanie odpowiednich narzędzi komunikacyjnych jest niezbędne [1]. Dotyczy to w dużej mierze przedsiębiorstw produkcyjnych, których złożone działania wytwórcze, odbywające się nierzadko na wielkopowierzchniowych halach produkcyjnych, poddawane są procesom automatyzacji i komputeryzacji. Powoduje to powstawanie dużej ilości wymagających odgórnego zarządzania czy sterowania podmiotów informatycznych, generujących jeszcze większe ilości (często nadmiarowych) danych [7]. Ze względu na specyfikę pracy systemów informatycznych przedsiębiorstwa wymiana danych pomiędzy nimi musi być pozbawiona przypadkowości, a metody komunikacji muszą być z góry określone. W mechanizmach wymiany informacji, obok samego przesyłania informacji, równie istotną rolę pełni ich przekształcanie, które konieczne jest z racji różnic chociażby w sposobie ich przechowywania. Stanowi ono szczególnie ważny element sprawnego obiegu informacji między dwoma klasami systemów występujących w strukturze informatycznej przedsiębiorstwa produkcyjnego: MES i ERP. W obiegu danych pomiędzy tymi systemami wykorzystuje się język B2MML. Specyfikacja języka została zbudowana na bazie standardu ISA-95 przy zachowaniu zgodności ze specyfikacją języka XML. Za przebieg transformacji odpowiedzialny jest blisko związany z językiem XML ogólnodostępny standard XSL. Pomimo posiadania właściwych narzędzi transformacji, przekształcanie danych nie jest pozbawione wad. Z reguły proces ten powoduje utratę części informacji w wyniku błędnie zdefiniowanych reguł transformacji bądź ich braku.

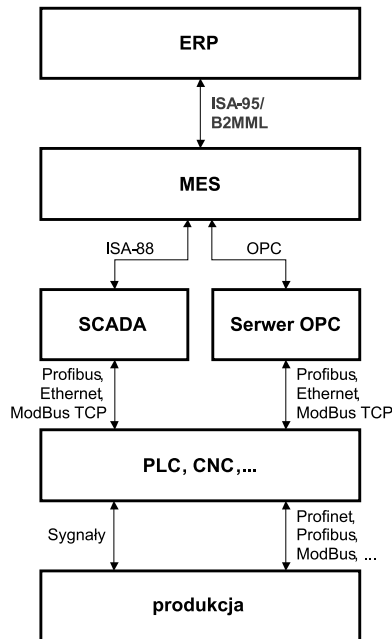
Celem niniejszego artykułu jest przedstawienie koncepcji rozwiązania pozwalającego na sprawdzanie kompletności danych przechodzących proces konwersji. Wykorzystano do tego został ogólnodostępny język XML przeznaczony do zapisu różnych danych w strukturalizowany sposób.



## 2. Przepływ danych między systemami informatycznymi w zakładzie produkcyjnym

### 2.1. Struktura informatyczna przedsiębiorstwa

We wszystkich firmach produkcyjnych pozyskiwanie danych z warstwy produkcyjnej i zarządzanie tymi danymi służyć ma podnoszeniu wydajności i niezawodności produkcji. Akwizycja jest kluczowym elementem w procesie podejmowania decyzji i to na każdym szczeblu zarządzania w firmie – od służb operacyjnych i utrzymania ruchu przez wydziały inżynierskie aż po jednostki administracyjne. Poziomy te mają również swoje odniesienie w zhierarchizowanej strukturze informatycznej przedsiębiorstwa. Na najniższym poziomie znajdują się czujniki, elementy wykonawcze oraz różne urządzenia automatyki przemysłowej, mające bezpośredni związek z warstwą produkcyjną zakładu. Poziom wyżej znajdują się systemy kontroli i akwizycji danych SCADA, przemysłowe układy sterowania CNC, PLC i inne. Systemy te funkcjonują w czasie rzeczywistym i oprócz gromadzenia danych odpowiadają za sterowanie maszyn i elementów linii produkcyjnych [5]. W obsłudze realizacji produkcji oraz obszarów zarządzania wysokim szczeblu w przedsiębiorstwie przemysłowym stosowane są dwie klasy systemów – odpowiednio MES i ERP. Systemy MES odpowiedzialne są za skuteczne prowadzenie procesu produkcyjnego na podstawie dokładnych i aktualnych danych produkcyjnych pochodzących z systemów niższego poziomu. Domeną systemu klasy ERP jest zarządzanie zasobami przedsiębiorstwa, w tym łańcuchami dostaw materiałów, zasobów ludzkich, finansów itp. Wymienione wyżej systemy są rozwiązaniami wzajemnie komplementarnymi, a ich ewentualna interoperacyjność stanowi wartość dodaną dla przedsiębiorstwa. Ich współpraca i związana z nią wzajemna komunikacja jest równie ważna jak każda funkcjonalność, którą poszczególne systemy zapewniają niezależnie od obecności innych podmiotów w strukturze informatycznej. Istotnym elementem nowoczesnego systemu MES jest możliwość prostej integracji z systemami automatyki przemysłowej. Wykorzystują przy tym powszechnie stosowane otwarte standardy komunikacyjne jak ISA-88 czy OPC. W przypadku wymiany informacji z nadrzędnym dla niego systemem ERP stosowany jest standard ISA-95 i powstała na bazie języka XML jego funkcjonalna implementacja – język B2MML. Wymiana informacji pomiędzy systemami klasy MES i ERP jest równie ważna dla przedsiębiorstwa jak przepływ danych między innymi poziomami. Stanowi ona przedmiot rozważania niniejszej pracy, a w szczególności analiza powstających podczas niej ubytków informacyjnych. Rys. 1 przedstawia model hierarchii systemów informatycznych w strukturze przemysłowej z uwzględnieniem standardów komunikacyjnych.



Rys. 1. Model struktury informatycznej w przedsiębiorstwie przemysłowym

Fig. 1. IT infrastructure model in an industrial enterprise

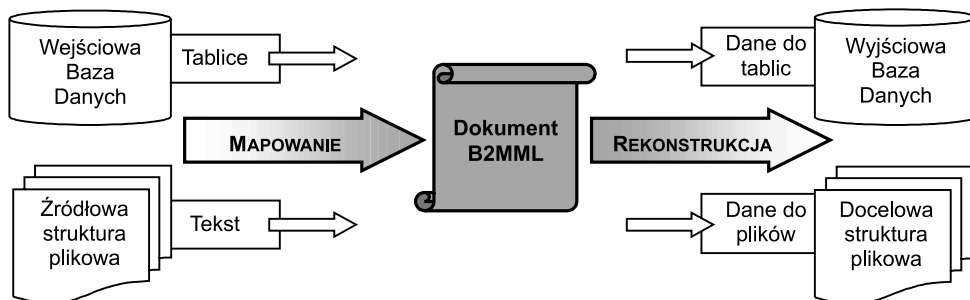
## 2.2. Standard ISA-95 i język B2MML

ANSI/ISA-95 Enterprise-Control System Integration to międzynarodowy standard zatwierdzony przez grupę producentów, dostawców systemów informatycznych i ich opiniodawców. To opisana w kilku dokumentach, składająca się z pięciu części metodyka szeroko pojętej integracji systemów. Standard nie przedstawia technicznego rozwiązania problemu, za to określa fundamenty pod jego realizację. Jeśli przyjąć, że standard ISA-95 prezentuje teorię dotyczącą integracji systemów zarządzania (ERP) i systemów odpowiedzialnych za realizację produkcji (MES), to za jego ramię wykonawcze uznać należy język B2MML (Business to Manufacturing Markup Language). W pracy [2] autor podaje prostą definicję języka B2MML jako opartą na języku XML implementację standardu ANSI/ISA-95. Język B2MML zawiera zbiór schematów XML zapisanych w języku XSD, w których zawarte są zaczerpnięte z treści standardu ISA-95 definicje modeli obiektowych. Celem nadrzędnym stawianym językowi jest pośredniczenie w procesie integracji systemów przez konwersję danych i struktury wiadomości przesyłanych między tymi systemami. Połączenie XML i ISA-95 przynosi wiele wymiernych korzyści w procesie transferu informacji. Poza otwartością, prostotą i niezależnością, schematy XML są łatwo adaptowalne do potrzeb wymiany danych, która wymaga zachowania jednolitości i spójności struktury danych. Znaczącą zaletą języków XML i B2MML jest czytelność informacji wynikająca z przejrzystej struktury. Należy jednak pamiętać, że język B2MML nie jest standardem, a pewną interpretacją standardu, która w drobnych szczegółach może być inaczej rozumiana przez różnych dostawców systemów i użytkowników.

### 2.3. Transformacja danych z wykorzystaniem arkuszy stylów

XSLT to oparty na XML-u język przekształceń dokumentów XML. Pozwala na przetłumaczenie dokumentów z jednego formatu XML m.in. na dowolny inny format zgodny ze składnią XML-a, w tym także na wspomniany już B2MML. Dzięki dużej prostocie, łatwości implementacji i powszechnemu stosowaniu XML-a jako standardu dla zapisu informacji, XSLT jest uniwersalnym narzędziem znajdującym zastosowanie w wielu rodzajach oprogramowania [6].

Danymi wejściowymi w procesie transformacji jest źródłowy dokument XML oraz arkusz stylów XSL, określający sposób transformacji dokumentu XML. Arkusz stylów składa się z szablonów. Każdy szablon opisuje, jak zamieniać pewien fragment dokumentu wejściowego na fragment dokumentu wyjściowego. Dane te przetwarzane są przez procesor XSLT – aplikację, która potrafi interpretować arkusz XSLT i na podstawie danych wejściowych wygenerować dokument wyjściowy. Wykonanie transformacji polega na wywołaniu szablonu pasującego do konkretnego elementu. Rys. 2 przedstawia uproszczony schemat przepływu informacji z uwzględnieniem transformacji wiadomości do międzyoperacyjnego formatu B2MML. W uzupełnieniu do powyższego opisu należy dodać, iż dokument B2MML (jak każdy dokument typu XML) nie jest plikiem „płaskim”. Ma strukturę drzewa, a dane w nim przechowywane są zhierarchizowane. XSLT stosuje szablony do elementów drzewa pasujących do zadanych wzorców, a zatem XSLT zawiera zbiór reguł opisujących przekształcenie jednego drzewa XML w nowe. Procesor w procesie transformacji tworzy nowe drzewo.

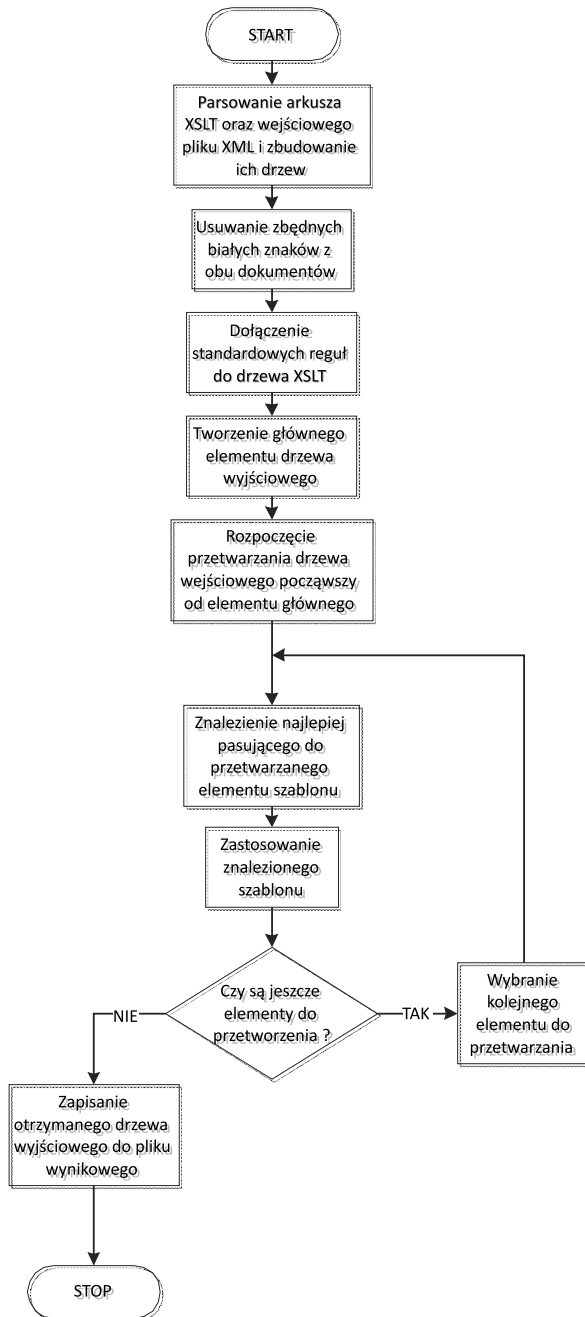


Rys. 2. Schemat przepływu informacji pomiędzy systemami z uwzględnieniem procesu transformacji

Fig. 2. Schema of the information flow between IT systems including the transformation process

#### 2.3.1. Algorytm transformacji

Mechanizm działania procesora XSLT (rys. 3) podczas procesu transformacji można podzielić na dwie zasadnicze części. W pierwszej dokument XML jest przygotowywany do przekształcenia, w drugiej wykonywana jest procedura transformacji. W kroku przygotowawczym dokonywane jest przede wszystkim parsowanie arkusza XSLT oraz źródłowego dokumentu XML. W wyniku parsowania utworzone zostają ich drzewa. Następnie z dokumentów usuwane są nadmiarowe białe znaki, a w dalszej kolejności do drzewa XSLT dołączane są standardowe reguły [6].



Rys. 3. Schemat blokowy algorytmu transformacji XSLT

Fig. 3. Block diagram of a XSLT transformation algorithm

Po spreparowaniu dokumentów procesor przechodzi do zasadniczej części transformacji. Najpierw tworzony jest główny element drzewa wyjściowego, a następnie przetwarzane są elementy drzewa wejściowego, począwszy od elementu głównego, w efekcie czego zwracane jest drzewo wyjściowe. W ramach utworzonego drzewa wyjściowego każdy element drzewa wejściowego przetwarzany jest następująco [6]:

- Znajdowany jest najlepiej pasujący szablon. Ze wszystkich szablonów pasujących do przetwarzanego elementu (każdy szablon nienazwany ma wzorzec – atrybut *match*) wybierany jest ten o najwyższym priorytecie (obliczonym na podstawie atrybutu *priority*, postaci wzorca oraz pozycji w dokumencie).
- Znalezione szablon zostaje zastosowany. Elementy szablonu znajdujące się w przestrzeni nazw XSLT traktowane są jak instrukcje i odpowiednio interpretowane. Pozostała część jest kopiowana do drzewa wynikowego.
- Jeśli w szablonie umieszczona jest instrukcja *xsl:apply-templates*, procesor przechodzi w tym miejscu do rekurencyjnego przetwarzania listy elementów wskazanych atrybutem *select* lub – jeśli go brak – wszystkich potomków aktualnego elementu. Jeśli w szablonie brak jest instrukcji *xsl:apply-templates*, żadne z elementów aktualnego poddrzewa (dzieci i ich następniki) nie są w tym miejscu dopasowywane (przetwarzane). Mogą jednak zostać przeznaczone do dopasowania (za pomocą instrukcji *xsl:apply-templates*) z innego. Jeśli w szablonie umieszczona jest instrukcja *xsl:apply-templates*, procesor przechodzi w tym miejscu do rekurencyjnego przetwarzania listy elementów wskazanych atrybutem *select* lub – jeśli go brak – wszystkich następników aktualnego elementu. Jeśli w szablonie brak jest instrukcji *xsl:apply-templates*, żadne z elementów aktualnego poddrzewa (dzieci i ich następniki) nie są w tym miejscu dopasowywane (przetwarzane). Mogą jednak zostać przeznaczone do dopasowania (za pomocą instrukcji *xsl:apply-templates*) z innego szablonu [6].

#### 2.4. Niedoskonałości przetwarzania danych

Największą wadą przekształceń dokonywanych za pomocą arkuszy stylów XSL jest powstawanie niekompletnych plików wynikowych, tzn. pozbawionych części danych znajdujących się w dokumencie wejściowym. Część danych z pliku źródłowego jest podczas konwersji tracona. Jest to przede wszystkim wynik źle zdefiniowanych plików przekształceniowych XSL, które pozbawione są definicji szablonów odpowiedzialnych za konwersję konkretnych informacji. W przypadku braku takiego szablonu informacje takie są całkowicie ignorowane przez procesor XSLT i pomijane przy tworzeniu nowej struktury danych w pliku wyjściowym.

Osobną kwestią pozostaje częsty problem braku pewnych informacji w pliku źródłowym, a których to system docelowy oczekuje. Wynika to bezpośrednio ze specyfiki pracy danego systemu, który informacji potrzebnych współpracującym z nim systemom nie obsługuje, bo sam ich nie potrzebuje. Arkusze stylów samodzielnie nie utworzą nieistniejących danych, nawet jeśli posiadają przygotowane do ich przekształcenia szablony. Nie istnieje zatem możliwość uzupełnienia dokumentu wynikowego w procesie transformacji. Pojawia się zatem pytanie, na ile przekształcone pliki są kompletne i jakie różnice w strukturze danych występują między plikami źródłowym i wynikowym. W tym celu należy przyjrzeć się strukturze dokumentów, a także poszczególnym operacjom dokonywanym na niej w procesie konwersji. Podczas wysyłania przez system wyjściowy wiadomości dedykowanej innemu systemo-

wi przechodzi ona proces podwójnej transformacji. Najpierw bowiem trafia ona do warstwy oprogramowania pośredniczącego, która tłumaczy metadane i strukturę wiadomości na język B2MML (*schema conversion*), a następnie ponownie tłumaczy dane z formatu B2MML na postać docelową. Transformacja metadanych i struktury informacji na język właściwy dla systemu wyjściowego wymaga nie tylko przekształcenia metadanych, ale także jej części semantycznej, jeśli zachodzi taka konieczność (*data conversion*). Sytuacja taka może mieć miejsce np. przy zmianie formatu zapisu daty, kiedy jeden z systemów określa ją w porządku dzień-miesiąc-rok, a drugi miesiąc-dzień-rok. Dopiero po tym zabiegu i uzyskaniu gwarancji, że właściwy system go otrzyma, dokument może zostać przekazany dalej [4].

### 3. Sprawdzanie kompletności danych

#### 3.1. Klasy różnic

Na podstawie analizy przebiegu procesu przekształcania danych, treści arkuszy stylów oraz porównania zawartości plików przed i po przekształceniu określone zostały przez autora cztery podstawowe klasy zmian dokonywanych w strukturze dokumentów i wynikających z nich różnic:

- zmiana nazwy węzłów (metadanych),
- zmiana formatu zapisu danych,
- przeniesienie danych z lub na listę atrybutów poszczególnych węzłów,
- zmiana struktury (schematu) dokumentu przez przeniesienie podległości poszczególnych węzłów na inne.

Typy zmian przedstawione na przykładzie z pracy [3] zostały przedstawione na rys. 4.

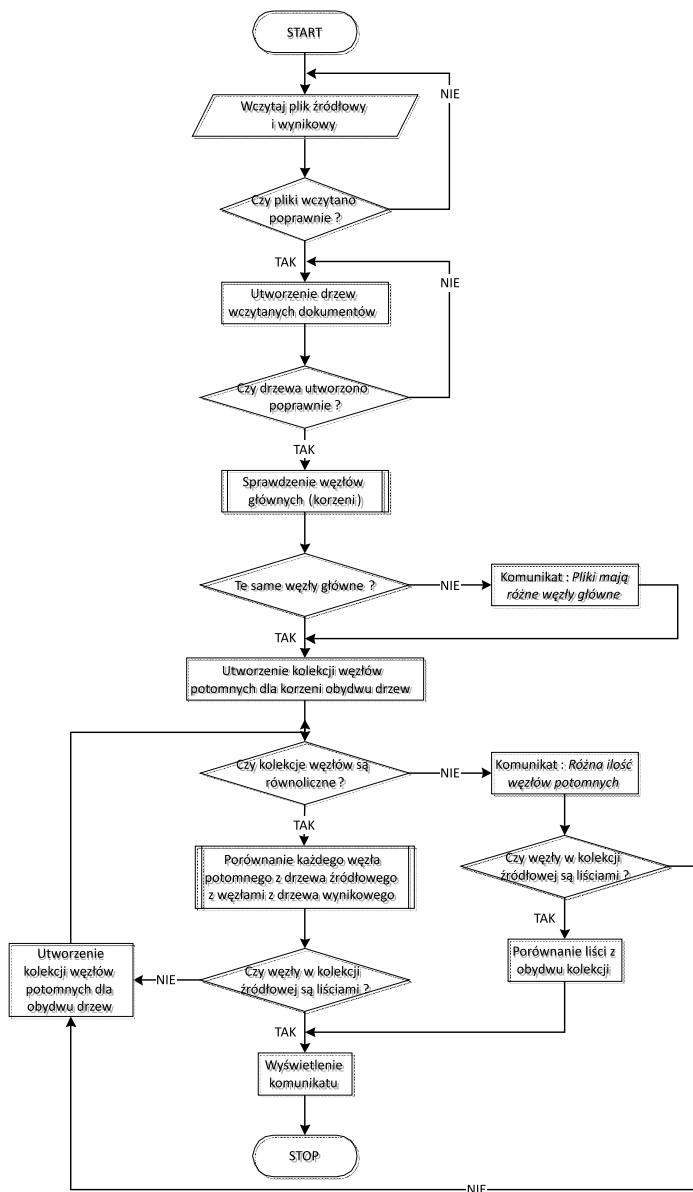
Wiadomość natywna:	Wiadomość wynikowa (B2MML):
<pre> &lt;MasterProductionPlan&gt;   &lt;Number&gt;     <b>0105200501095646</b>   &lt;/Number&gt;   &lt;ReleaseDate&gt;     <b>01-05-2012T09.56.46.048</b>   &lt;/ReleaseDate&gt;   &lt;Task&gt;     &lt;TaskNumber&gt;       <b>00010000431</b>     &lt;/TaskNumber&gt;     &lt;Recipe id = <b>0010+00430006</b>&gt;       &lt;BeginTime&gt;         <b>01-05-2012T00.00.00</b>       &lt;/BeginTime&gt;     &lt;/Recipe&gt;     ...etc.   &lt;/Task&gt; &lt;/MasterProductionPlan&gt; </pre>	<pre> &lt;ProductionSchedule&gt;   &lt;ID&gt;     <b>0105200501095646</b>   &lt;/ID&gt;   &lt;PublishedDate&gt;     <b>2012-01-05T09.56.46.048</b>   &lt;/PublishedDate&gt;   &lt;ProductionRequest&gt;     &lt;ID ref=<b>00010000431</b>/&gt;     &lt;ProductProductionRuleID&gt;       <b>0010+00430006</b>     &lt;/ProductProductionRuleID&gt;     &lt;StartTime&gt;       <b>2012-01-05T00.00.00</b>     &lt;/StartTime&gt;     ...etc.   &lt;/ProductionRequest&gt; &lt;/ProductionSchedule&gt; </pre>

Rys. 4. Porównanie zawartości dokumentu przed i po jego transformacji

Fig. 4. Comparison of document content before and after its transformation

### 3.2. Algorytm sprawdzania kompletności danych

W oparciu o przedstawioną w pkt. 3.1 klasyfikację różnic pomiędzy plikami opracowana została wstępna postać algorytmu sprawdzania kompletności danych (rys. 5). Ma on za zadanie porównywać zawartość plików przed i po transformacji pod kątem omówionych klas różnic.



Rys. 5. Schemat blokowy algorytmu sprawdzania kompletności danych

Fig. 5. Diagram of data completeness verification algorithm

Mechanizm w pierwszej kolejności sprawdza poprawność wczytanych plików, które mają zostać porównane. W następnym kroku następuje parsowanie zawartości plików. W wyniku parsowania utworzone zostają ich drzewa. Po utworzeniu drzew algorytm przechodzi do etapu porównania węzłów głównych (korzeni) obu drzew oraz kolekcji ich węzłów potomnych. Wszystkie węzły potomne porównywane są z odpowiadającym mu węzłem w kolekcji węzłów z drzewa wynikowego. Każda para węzłów porównywana jest pod kątem każdego zdefiniowanego typu różnicy. Po tym etapie algorytm sprawdza, czy porównywane węzły nie posiadają własnych węzłów potomnych i dokonują ewentualnego porównania na nich. Jeśli węzły drzewa są liśćmi (nie posiadają podlegających węzłów), algorytm po ich porównaniu kończy pracę.

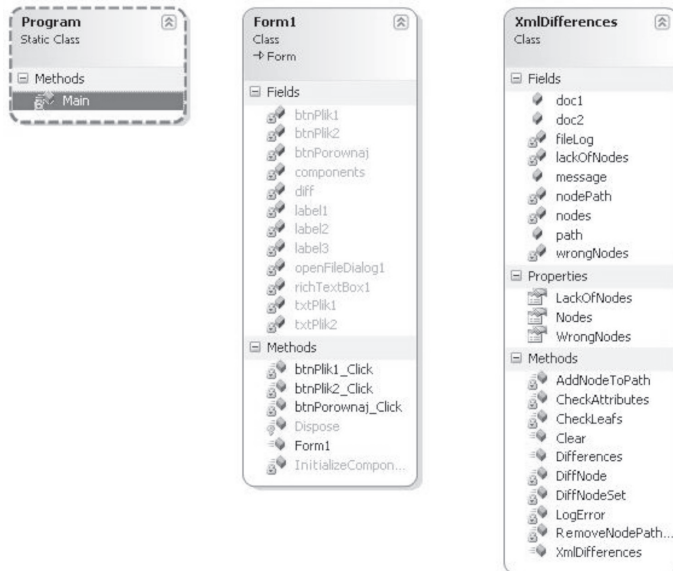
### 3.3. Implementacja algorytmu

Omawiany algorytm został zaimplementowany w stworzonej przez autora aplikacji porównującej zawartość dwóch plików. Aplikacja została napisana w środowisku Visual Studio 2008 w języku C#.

#### 3.3.1. Opis aplikacji

Utworzone na potrzeby implementacji algorytmu i przedstawione na rys. 6 klasy to:

- *Program* – główna klasa programu, metoda `Main()` inicjalizuje parametry programu oraz tworzy formatkę `Form1`.
- *Form1* – formatka programu tworząca główne okno aplikacji, do której dodawane są pola tekstowe i przyciski.
- *XmlDifferences* – klasa implementująca algorytm porównania dwóch plików XML.

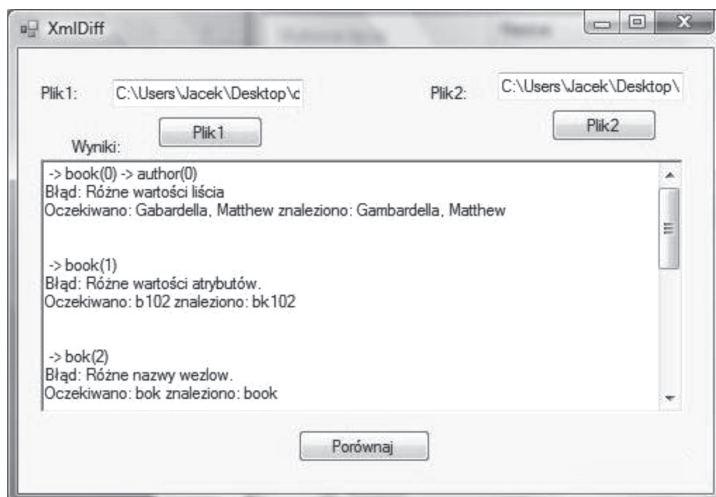


Rys. 6. Diagram klas

Fig. 6. Class diagram



Po uruchomieniu aplikacji pojawia się główne okno aplikacji, pozwalające na wprowadzenie za pomocą przycisków *Plik1* i *Plik2* ścieżki porównywanych plików XML. Przycisk *Porównaj* powoduje inicjalizację procedury porównywania zawartości wczytanych plików zgodnie z przedstawionym algorytmem. W efekcie jego działania wyświetlane są różnice w polu tekstowym *Wyniki*. Następuje także zapisanie wyników do pliku *log.log*. Rys. 7 przedstawia okno aplikacji z przykładowymi wynikami jej działania.



Rys. 7. Okno aplikacji wraz przykładowymi wynikami jej działania

Fig. 7. Application window with sample results of its work

### 3.2.2. Znaczenie i interpretacja wyników

Na rys. 6 przedstawiono przykładowe wyniki działania aplikacji. W prezentowanym przypadku zaobserwować można trzy różnice wykryte przez algorytm. W pierwszym z przypadków wystąpiła różnica w nazwie porównywanych węzłów, co spowodowało wyświetlenie następującego komunikatu:

```
-> book(0) -> author(0)
Błąd: Różne wartości liścia
Oczekiwano: Gabardella, Matthew znaleziono: Gambardella, Matthew
```

Pierwsza linia oznacza ścieżkę do węzła, w którym występują różnice. Liczby w nawiasie za nazwami węzłów wskazują ich kolejność w kolekcji węzłów tego samego poziomu (z zastrzeżeniem, że numerowanie elementów kolekcji rozpoczyna się od wartości 0). Druga linia podaje rodzaj błędu. Ostatnia linia podpowiada, czym różnią się porównywane węzły. W podobny sposób prezentowane są dalsze różnice występujące między porównywanymi plikami.

#### 4. Podsumowanie

Prezentowane rozwiązanie zostało przetestowane na przykładowych dokumentach XML. Wyniki działania programu są na obecnym etapie jego rozwoju zgodne z oczekiwaniami. Rozwiązanie to wpisuje się w teorię związaną z wymianą danych między systemami klasy ERP i MES jako element warstwy pośredniczącej (*middleware*) pomiędzy systemami. Pozwala ona porównywać dane pochodzące z różnych środowisk ze sobą i na podstawie różnic między nimi ułatwić uzupełnianie pomijanych w procesie wymiany informacji. Stanowi ona wartość dodaną do rozwiązania, którego nadrzędnym celem jest interoperacyjność systemu na szczeblu zarządczym w przedsiębiorstwie produkcyjnym. Należy jednak pamiętać, że jest to pierwsza postać algorytmu, który w dalszych pracach powinien ewoluować przez uwzględnienie chociażby analizy składniowej danych, co jasno wskazuje kierunek dalszego jego rozwoju.

#### Literatura

- [1] Chwajoł G., *The Evolution of Middleware used in distributed manufacturing control systems*, III Ukraińsko-Polska Konferencja Młodych Naukowców „Mechanika i informatyka”, 2005, 18-20.
- [2] Gould L., *B2MML Explained*, Automotive Design & Production, 2007, [www.auto-fieldguide.com/articles/b2mml-explained](http://www.auto-fieldguide.com/articles/b2mml-explained).
- [3] Pękala J., *Wykorzystanie języka B2MML jako narzędzia integracji informacji w przedsiębiorstwie produkcyjnym w ramach standardu ISA-95*, Research Reports Project CII-SK-0030-03-0708, 2008, 304-309.
- [4] Pękala J., Gadżina K., *Transformacja danych z wykorzystaniem formatu B2MML jako element integracji systemów informatycznych przedsiębiorstwa*, PAR, Pomiary, Automatyka, Robotyka Nr 2, Warszawa 2012, 151-156.
- [5] Skura K., Smalec Z., *Integracja systemów informatycznych w automatyzacji procesów produkcyjnych*, PAR, Pomiary, Automatyka, Robotyka, Nr 7-8, Warszawa 2005, 6-11.
- [6] *XSL Transformations*. [pl.wikipedia.org/wiki/XSL\\_Transformations](http://pl.wikipedia.org/wiki/XSL_Transformations).
- [7] Zając J., Chwajoł G., *Integracja informacji w systemach sterowania wytwarzaniem*, PIAP AUTOMATION'2005, 96-105.

ADAM SŁOTA\*

DOKŁADNOŚĆ STATYCZNA UKŁADU KOORDYNACJI  
TRAJEKTORII ROBOTÓW KARTEZJAŃSKICHSTATIC ACCURACY OF THE COORDINATION  
TRAJECTORIES SYSTEM FOR CARTESIAN ROBOTS

## Streszczenie

Realizacja zadania manipulacji pojedynczym przedmiotem przez dwa roboty lub wykonanie operacji spawania, gdy jeden z robotów porusza obiektem, podczas gdy drugi realizuje spawanie, wymaga ciągłej koordynacji ruchów robotów. W pracy przedstawiono metodę generowania skoordynowanych trajektorii robotów kartezjańskich. Zaproponowana metoda polega na wprowadzeniu do układu sterowanego pozycyjnie podatności w postaci ruchu korekcyjnego. W dalszej kolejności przeprowadzono analizę dokładności statycznej dla dwóch przypadków: przy występowaniu oddziaływania siłowego pomiędzy robotami, jak to ma miejsce w przypadku zadania manipulacji, oraz bez oddziaływania siłowego – sytuacji odpowiadającej operacjom spawania. Dla przyjętej postaci korektorów zbudowano model symulacyjny i uzyskane wyniki potwierdzono w eksperymencie symulacyjnym.

*Słowa kluczowe: koordynacja trajektorii, dokładność statyczna*

## Abstract

Execution of a manipulation task of a single object by two robots or welding operation realization when one robot moves an object whereas the other executes welding require continuous coordination of robots' movements. In the paper basis of generation coordinated trajectories for Cartesian robots are presented. The proposed method relies on complicity introduction, to position controlled system, in the form of a corrective movement. Then static accuracy analysis was carried out for two cases: with force interaction between robots – like in the manipulation task, and without force interaction – a situation which corresponds to welding operations. For the defined form of correctors simulation model was built and the results were confirmed in simulation experiments.

*Keywords: trajectory coordination, static accuracy*

\* Dr inż. Adam Słota, Instytut Technologii Maszyn i Automatykacji Produkcji, Wydział Mechaniczny, Politechnika Krakowska.

## 1. Wstęp

Ciągły rozwój w dziedzinach techniki napędowej, układów sterowania oraz oprogramowania pozwala na zwiększenie liczby realizowanych automatycznie zadań procesu produkcyjnego oraz wzrost złożoności realizowanych automatycznie operacji. Działania te zmierzają w kierunku kompleksowej automatyzacji procesu produkcyjnego. Kluczowym elementem kompleksowej automatyzacji jest koordynacja realizacji poszczególnych etapów procesu wytwarzania. Ma ona na celu bezkolizyjną i efektywną realizację całego procesu. Koordynacja taka może mieć charakter dyskretny, jak również ciągły. Koordynacja dyskretna dotyczy zdarzeń rozpoczynania lub kończenia wybranych etapów procesu i ma na celu zapewnienie wymaganej kolejności realizacji zadań. Zadania takie jak: transport dużych i ciężkich przedmiotów, operacje spawania przedmiotów o złożonych kształtach czy złożone operacje montażowe, mogą być realizowane automatycznie, często jednak wymagają wykorzystania jednocześnie dwóch lub większej liczby robotów przemysłowych. W takiej sytuacji konieczna jest ciągła koordynacja ruchów robotów.

## 2. Koordynacja ruchu robotów – studium literaturowe

Prezentowane w literaturze przedmiotu prace dotyczące ciągłej koordynacji ruchów układów wieloramiennych dotyczą w dużej mierze zadań transportu, manipulacji oraz montażu. Prezentowane zagadnienia obejmują: przegląd problematyki związanej z zadaniami manipulacji w systemach wielorobotowych [4], manipulację pojedynczym sztywnym przedmiotem [3, 5, 11, 12, 14, 15, 18, 20, 23, 26], manipulację przedmiotami elastycznymi [9,16], manipulację przedmiotem z równoczesnym ruchem względnym wybranych robotów względem manipulowanego przedmiotu [22] oraz sterowanie systemami wielorobotowymi dla operacji montażu [13, 21].

Planowanie trajektorii ruchu robotów dla zadań wymagających koordynacji, jak również sterowanie robotami, może być realizowane w sposób centralny lub rozproszony [10]. W podejściu centralnym system wielorobotowy traktowany jest jako całość i planowanie trajektorii oraz sterowanie obejmuje konfigurację wszystkich robotów systemu. W pracy [23] wymagane trajektorie efektorów trzech robotów manipulujących jednym przedmiotem wyznaczone są off-line na podstawie zadanego ruchu przedmiotu. Wymagane pozycje i orientacje efektorów robotów oraz wyznaczone na ich podstawie współrzędne złączowe wyliczane są dla kolejnych dyskretnych chwil czasowych. Do układów rozproszonych zaliczane są systemy o strukturze „przełożony-podwładny” (ang. *leader-follower*) [6, 7, 11, 14, 15, 21]. W układach tych trajektoria dla jednego z robotów, który pełni rolę „przełożonego”, wyznaczana jest off-line. Wymagana trajektoria „podwładnego” robota może być wyznaczana również off-line na podstawie udostępnionej przez „przełożonego”, wyznaczonej wcześniej, własnej trajektorii [6, 7], lub może być wyznaczana on-line, w trakcie realizacji zadania, na podstawie pomiaru sił i momentów oddziaływania efektor „podwładnego” robota z przenoszonym przedmiotem [11, 14, 15, 21]. Generowanie trajektorii może być również realizowane off-line, w równoległy i całkowicie rozproszony (bez wyróżniania „przełożonych” i „podwładnych”) sposób [22]. Metoda ta bazuje na wirtualnych siłach oddziaływania efektorów robotów z otoczeniem, a jego przydatność została potwierdzona zarówno dla prostych zadań manipulacji, jak również dla zadań bardziej złożonych, w których występuje względny ruch efektorów robotów.

W układach o strukturze „przełożony-podwładny”, w których do wyznaczenia trajektorii robota „podwładnego” wykorzystywany jest pomiar sił lub momentów oddziaływania, trajektorie robotów „podwładnych” wyznaczone są on-line. Dlatego w większości przypadków struktura systemu sterowania systemem wielorobotowym wymagającym koordynacji odpowiada sposobowi planowania trajektorii. Dla systemów o strukturze centralnej zarówno planowanie trajektorii, jak również sterowanie realizowane jest przez pojedynczy centralny kontroler. Strukturę taką posiadają dostarczane przez producentów robotów rozwiązania ciągłej koordynacji ruchów. Funkcjonalności MultiMove firmy ABB [27] oraz Multi arm control firmy Fanuc [28] pozwalają na sterowanie do czterech robotów za pomocą jednego kontrolera. W rozwiązaniu Synchronotion firmy Motoman [29] jeden kontroler może sterować siedmioma robotami. W rozwiązaniach tych, z punktu widzenia planowania ruchu i sterowania, zbiór robotów traktowany jest jako jeden system o odpowiednio większej liczbie osi sterowanych – do 72 osi.

W układach o strukturze rozproszonej każdy z robotów sterowany jest przez oddzielny kontroler. Planowanie trajektorii może w tym rozwiązaniu być realizowane centralnie dla wszystkich robotów [12, 18].

Występujące w systemach wieloobrotowych zamknięte łańcuchy kinematyczne powodują wzajemne oddziaływania siłowe między robotami. Ze względu na niepełną znajomość modeli kinematycznych i dynamicznych, zarówno robotów, jak i otoczenia, konieczne jest uwzględnienie w procesie sterowania tych oddziaływań. Ma ono na celu uzyskanie określonych zadanych wartości sił oddziaływań lub ich ograniczenie. Ograniczenie oddziaływania siłowego można uzyskać przez wprowadzenie pomiędzy efektory robotów sterowanych pozycyjnie a manipulowany przedmiot elementów sprężystych, których sztywność dobiera się na podstawie maksymalnych wartości uchybu geometrycznego i dopuszczalnych sił wewnętrznych [17].

Dwa najczęściej spotykane podejścia do aktywnego sterowania oddziaływaniem robotów z otoczeniem to hybrydowe sterowanie pozycyjno-siłowe i sterowanie impedancyjne [2]. W układach ze sterowaniem hybrydowym [9, 16, 25] w wybranych kierunkach realizowane jest sterowanie pozycyjne, w pozostałych realizowane jest sterowanie siłowe. Układy sterowania impedancyjnego [1, 2, 5, 14, 15, 18] nie realizują bezpośrednio sterowania pozycją bądź siłą, lecz wprowadzają do układu element podatności o określonej charakterystyce dynamicznej, mający na celu ograniczenie sił oddziaływania [4]. Modyfikacja trajektorii pozycyjnej w odpowiedzi na oddziaływanie siłowe może być wyznaczana w oparciu o ideę impedancji mechanicznej [13], obejmującą sztywność, tłumienie i bezwładność lub np. w oparciu o element PI [14].

### 3. Cel pracy

W przedstawionych pracach z obszaru koordynacji ruchów w systemach wieloobrotowych brak jest analizy dokładności statycznej prezentowanych rozwiązań. Celem opracowania jest charakterystyka algorytmu generowania skoordynowanych trajektorii dla robotów kartezjańskich oraz analiza dokładności w stanie ustalonym dla układu jednowymiarowego z oddziaływaniem siłowym oraz bez oddziaływania siłowego.

#### 4. Algorytm generowania skoordynowanych trajektorii dwóch robotów w układzie kartezjańskim

Dla analizowanych robotów przyjęto, że ich trajektorie wyznaczone są przez ten sam algorytm. Trajektoriami obejmują pozycje i orientacje punktów *TCP* robotów w kartezjańskim układzie współrzędnych zadania. W przypadku robotów kartezjańskich wyznaczone współrzędne stanowią wartości zadane do układów napędowych sterowanych pozycyjnie. Dla robotów o innej strukturze wymagane jest rozwiązanie odwrotnego zadania kinematyki w celu wyznaczenia wartości współrzędnych złączowych. W pracy przyjęto kartezjańską strukturę robotów. Układy współrzędnych zadania obu robotów mają taką samą orientację. Dane wejściowe algorytmu<sup>1</sup> to:

- położenie układu współrzędnych zadania robota  $B \{A\}$  względem układu zadania robota  $A \{B\} - D_B^A(dx_B^A, dx_B^A, dx_B^A) \{D_A^B(dx_A^B, dy_A^B, dz_A^B)\}$ ,
- współrzędne pozycji  $P_A^I(x_A^I, y_A^I, z_A^I) \{P_B^I(x_B^I, y_B^I, z_B^I)\}$  i orientacji (określone kątami obrotu wokół stałych osi układu współrzędnych zadania  $X_Z Y_Z Z_Z$ )  $O_A^I(\alpha_A^I, \beta_A^I, \gamma_A^I) \{O_B^I(\alpha_B^I, \beta_B^I, \gamma_B^I)\}$ , punktu *TCP* robota  $A \{B\}$  w chwili początkowej, w układzie współrzędnych zadania robota  $A \{B\} - A^I(P_A^I, O_A^I) \{B^I(P_B^I, O_B^I)\}$ ,
- współrzędne pozycji  $P_A^E(x_A^E, y_A^E, z_A^E) \{P_B^E(x_B^E, y_B^E, z_B^E)\}$  i orientacji (określone kątami obrotu wokół stałych osi układu współrzędnych zadania  $X_Z Y_Z Z_Z$ )  $O_A^E(\alpha_A^E, \beta_A^E, \gamma_A^E) \{O_B^E(\alpha_B^E, \beta_B^E, \gamma_B^E)\}$ , punktu *TCP* robota  $A \{B\}$  w położeniu docelowym, w układzie współrzędnych zadania robota  $A \{B\} - A^E(P_A^E, O_A^E) \{B^E(P_B^E, O_B^E)\}$ ,
- zaprogramowane wartości prędkości ruchu liniowego  $v_A^P \{v_B^P\}$  i obrotowego  $\omega_A^P \{\omega_B^P\}$  punktu *TCP* robota  $A \{B\} - V_A^P(v_A^P, \omega_A^P) \{V_B^P(v_B^P, \omega_B^P)\}$ , kierunki wektorów prędkości liniowych i kątowych określone są bieżącą pozycją i orientacją układów współrzędnych efektorów robotów.

Względna pozycja i orientacja punktów *TCP* robotów w chwili początkowej i docelowej są takie same. Zasada wyznaczania trajektorii zostanie przedstawiona dla współrzędnych pozycji.

Odległość pomiędzy punktami *TCP* robotów w chwili początkowej ( $P_A^I$  oraz  $P_B^I$ ) to odległość referencyjna. Przyjęto, że ruch zaprogramowany to ruch wzdłuż linii prostej z pozycji bieżącej do pozycji docelowej z zaprogramowaną prędkością  $v_A^P \{v_B^P\}$ . W ogólnym przypadku ruch taki prowadzi do zmiany odległości pomiędzy punktami *TCP* ( $e_I(t) = l(t) - l(0) \neq 0$ , gdzie  $l(t) = |P_B^R(t) - P_A^R(t)|$ ). Dlatego ruch zaprogramowany uzupełniany jest o składową korekcyjną, której celem jest minimalizacja zmiany odległości  $e_I(t)$ . Ruch korekcyjny realizowany jest wzdłuż kierunku określonego przez bieżące pozycje punktów *TCP* obu robotów. Wartość prędkości ruchu korekcyjnego  $v_A^C \{v_B^C\}$  obliczana jest na podstawie zmiany odległości  $e_I(t)$ . Prędkość ruchu wzdłuż trajektorii jest sumą geometryczną prędkości liniowych zaprogramowanej i korekcyjnej  $v_A = v_A^P + v_A^C \{v_B = v_B^P + v_B^C\}$ .

Wyznaczone w ten sposób pozycje punktów *TCP* robotów częściowo określają wymaganą orientację chwytaków. Brakującą współrzędną jest kąt obrotu wokół osi łączącej punkty *TCP* robotów. W celu określenia tego kąta wprowadzono wirtualny układ współrzędnych narzędzia ( $X_T^A Y_T^A Z_T^A$ ) ( $X_T^B Y_T^B Z_T^B$ ) robota  $A \{B\}$ . Początkowa orientacja tego układu zdefiniowana jest następująco:

<sup>1</sup> Dane wejściowe zdefiniowano dla algorytmu robota A, odpowiadające im dane algorytmu robota B umieszczono w nawiasach klamrowych. Zasadę taką przyjęto w dalszej części artykułu.

- oś  $X_T^A(0) \{X_T^B(0)\}$  określa wektor łączący w chwili początkowej punkt  $TCP$  robota  $A \{B\}$  z punktem  $TCP$  robota  $B \{A\}$ ,
- oś  $Y_T^A(0) \{Y_T^B(0)\}$  jest równoległa do płaszczyzny  $X_Z Y_Z$  układu współrzędnych zadania robota  $A \{B\}$ , a jej zwrot jest taki, aby oś  $Z_T^A(0)$  tworzyła z osią  $Z_Z$  układu zadania robota  $A \{B\}$  kąt mniejszy lub równy 90 stopniom,
- układ  $X_T^A(0) Y_T^A(0) Z_T^A(0) \{X_T^B(0) Y_T^B(0) Z_T^B(0)\}$  jest układem prawoskrętnym.

W trakcie ruchu pozycje  $P_A^R$  i  $P_B^R$  definiują chwilową orientację osi  $X_T^A \{X_T^B\}$  wirtualnego układu współrzędnych narzędzia robota  $A \{B\}$ . Orientacja osi  $Y_T^A \{Y_T^B\}$  oraz  $Z_T^A \{Z_T^B\}$  określona będzie przez kąt obrotu wokół osi  $X_T^A \{X_T^B\}$ . Kąt obrotu  $\delta_A^R \{\delta_B^R\}$  jest czwartą współrzędną, obok współrzędnych pozycji, którą należy wyznaczyć dla pełnego opisu punktów trajektorii chwytaków robotów. Przyjęto, że początkowa orientacja punktów  $TCP$  robotów jest zgodna ze zdefiniowanym powyżej wirtualnym układem współrzędnych narzędzia.

Ze względu na możliwe różnice w zaprogramowanej i rzeczywistej prędkości obrotu, wartość kąta  $\delta_A^R \{\delta_B^R\}$  wyznaczana jest w sposób analogiczny jak współrzędne pozycji. Prędkość obrotu wyliczana jest jako suma dwóch składników: prędkości zaprogramowanej  $\omega_A^P \{\omega_B^P\}$  i prędkości korekcyjnej  $\omega_A^C \{\omega_B^C\}$ . Prędkość obrotu korekcyjnego efektora robota  $A \{B\}$  obliczana jest na podstawie różnicy pomiędzy rzeczywistymi kątami obrotu  $e_\delta(t) = -(\delta_A^R(t) + \delta_B^R(t))$ . Na podstawie kąta  $\delta_A^R \{\delta_B^R\}$  wyliczane są kąty *yaw*, *pitch* i *roll*, określające orientację punktu  $TCP$   $(\alpha_A^R, \beta_A^R, \gamma_A^R) \{(\alpha_B^R, \beta_B^R, \gamma_B^R)\}$  w układzie współrzędnych zadania robota  $A \{B\}$  [8].

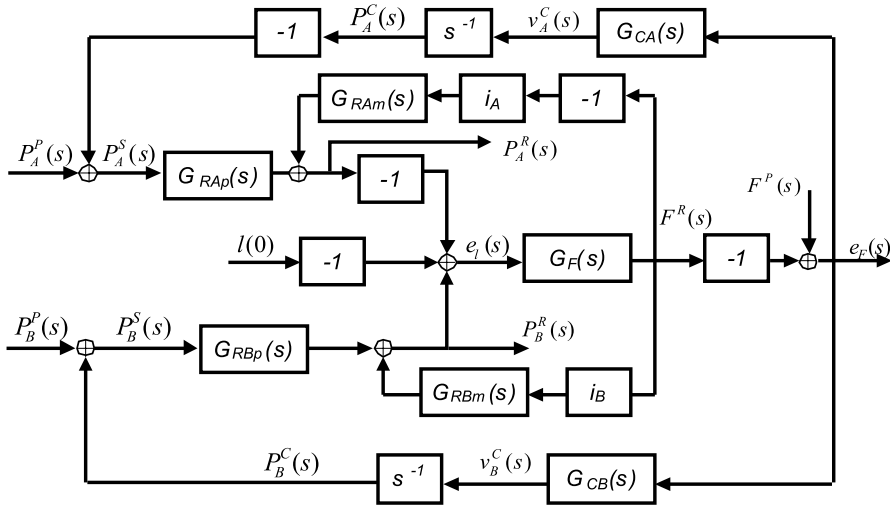
## 5. Dokładność statyczna układu koordynacji trajektorii

Schemat blokowy układu do wyznaczania współrzędnych pozycji trajektorii robotów, przy uwzględnieniu oddziaływania siłowego (występującego np. w operacjach manipulacji pojedynczym przedmiotem) pomiędzy robotami, przedstawiono na rys. 1.

Przedstawione na rysunku wielkości<sup>2</sup>  $P_A^P \{P_B^P\}$ ,  $P_C^A \{P_C^B\}$ ,  $P_S^A \{P_S^B\}$ ,  $P_A^R \{P_B^R\}$  oznaczają transformaty Laplace'a pozycji: zaprogramowanej (wynikającej z zaprogramowanej prędkości ruchu), korekcyjnej (wynikającej z prędkości ruchu korekcyjnego), zadanej do realizacji przez roboty w kartezjańskim układzie współrzędnych oraz rzeczywistej dla punktów  $TCP$  robota  $A \{B\}$ .  $G_{RAp} \{G_{RBp}\}$  to funkcja przejścia, określająca relację między pozycją zadaną a rzeczywistą punktu  $TCP$  robota  $A \{B\}$ .  $G_{RAm} \{G_{RBm}\}$  to funkcja przejścia, określająca relację pomiędzy momentem obciążenia silnika napędowego a pozycją rzeczywistą punktu  $TCP$  robota  $A \{B\}$ .  $G_{CA} \{G_{CB}\}$  to funkcja przejścia korektora trajektorii robota  $A \{B\}$ .  $G_F$  funkcja przejścia przedstawiająca relację pomiędzy zmianą odległości punktów  $TCP$  robotów  $e_i$  a siłą oddziaływania  $F^R$ . Przełożenie pomiędzy silnikiem napędowym a elementem wykonawczym oznaczono jako  $i_A \{i_B\}$ . Do wyznaczenia prędkości ruchu korekcyjnego  $v_A^C \{v_B^C\}$  wykorzystano błąd oddziaływania  $e_F$ . Wszystkie przedstawione powyżej wielkości dotyczą robotów przestrzennych, zatem są to wektory, których współrzędne odpowiadają osiom robotów w układzie kartezjańskim.

<sup>2</sup> Dla uproszczenia w opisie pominięto oznaczenie zależności wielkości będących transformatami Laplace'a od zmiennej zespolonej  $s$ .





Rys. 1. Schemat blokowy układu koordynacji trajektorii z interakcją siłową pomiędzy robotami

Fig. 1. A block diagram of the trajectory coordination system with force interaction between robots

Ze względu na przyjętą kartezjańską strukturę robotów zadanie weryfikacji dokładności statycznej układu będzie przedstawione dla ruchu w jednym kierunku. Dlatego wielkości przedstawione w opisie rys. 1 dotyczyć będą pojedynczych osi napędowych robotów. W chwili początkowej  $l(0) = P_B^A(0) - P_A^R(0)$ , zatem odległość referencyjna  $l(0)$  (początkowa odległość pomiędzy punktami *TCP* robotów) nie ma wpływu na dokładność układu. Funkcje przejścia układu dla ruchu w jednym kierunku wynoszą:

$$G_{11} = \frac{e_F}{P_A^p} = \frac{G_F G_{RAp} s}{s + G_F (G_{CA} G_{RAp} + G_{CB} G_{RBP} - s(G_{RAm} i_A + G_{RBM} i_B))} \quad (1)$$

$$G_{12} = \frac{e_F}{P_A^p} = \frac{-G_F G_{RBP} s}{s + G_F (G_{CA} G_{RAp} + G_{CB} G_{RBP} - s(G_{RAm} i_A + G_{RBM} i_B))} \quad (2)$$

$$G_{13} = \frac{e_F}{F^p} = \frac{s(1 - G_F (G_{RAm} i_A + G_{RBM} i_B))}{s + G_F (G_{CA} G_{RAp} + G_{CB} G_{RBP} - s(G_{RAm} i_A + G_{RBM} i_B))} \quad (3)$$

Transformata Laplace'a błędu oddziaływania wynosi:

$$e_F = \frac{s(G_F (G_{RAp} P_A^p - G_{RBP} P_B^p) + (1 - G_F (G_{RAm} i_A + G_{RBM} i_B)) F^p)}{s + G_F (G_{CA} G_{RAp} + G_{CB} G_{RBP} - s(G_{RAm} i_A + G_{RBM} i_B))} \quad (4)$$



Dla układów napędowych o klasycznej strukturze funkcje przejścia  $G_{RAp}$ ,  $G_{RBp}$ ,  $G_{RAm}$ ,  $G_{RBm}$  mają postać:

$$G_{RAp} = \frac{L_{RAp}}{M_{RAp}}, \quad G_{RBp} = \frac{L_{RBp}}{M_{RBp}} \quad (5)$$

$$G_{RAm} = \frac{sL_{RAm}}{M_{RAm}}, \quad G_{RBm} = \frac{sL_{RBm}}{M_{RBm}} \quad (6)$$

gdzie wielomiany  $L_{RAp}$ ,  $L_{RBp}$ ,  $L_{RAm}$ ,  $L_{RBm}$ ,  $M_{RAp}$ ,  $M_{RBp}$ ,  $M_{RAm}$ ,  $M_{RBm}$  posiadają wyrazy wolne. Niech funkcje przejścia korektorów mają postać:

$$G_{CA} = \frac{L_{CA}}{s^{h_A} M_{CA}}, \quad G_{CB} = \frac{L_{CB}}{s^{h_B} M_{CB}} \quad (7)$$

taką, że wielomiany  $L_{CA}$ ,  $L_{CB}$ ,  $M_{CA}$ ,  $M_{CB}$  posiadają wyrazy wolne. Niech funkcja przejścia  $G_F$  zawiera składnik związany z inercją, tłumieniem i sprężystością:

$$G_F = ms^2 + bs + c \quad (8)$$

Niech zaprogramowane prędkości ruchu oraz siła oddziaływania mają stałe wartości:

$$P_A^P(t) = v_A^P t, \quad P_A^P(s) = \frac{v_A^P}{s^2} \quad (9)$$

$$P_B^P(t) = v_B^P t, \quad P_B^P(s) = \frac{v_B^P}{s^2} \quad (10)$$

$$F^P(t) = F^P, \quad F^P(s) = \frac{F^P}{s} \quad (11)$$

Dla równania (4), uwzględniając zależności (5) do (11), dla układu stabilnego, na podstawie twierdzenia o wartości granicznej wartość ustalona błędu oddziaływania wynosi:

$$e_{F_{ust}} = \lim_{s \rightarrow 0} s e_F(s) = \frac{v_A^P - v_B^P}{k_A + k_B} \quad \text{dla} \quad h_A = h_B = 0 \quad (12)$$

$$e_{F_{ust}} = \lim_{s \rightarrow 0} s e_F(s) = 0 \quad \text{dla} \quad \max(h_A, h_B) > 0 \quad (13)$$

gdzie:

$$k_A = \frac{L_{CA}(0)}{M_{CA}(0)}, \quad k_B = \frac{L_{CB}(0)}{M_{CB}(0)} \quad (14)$$

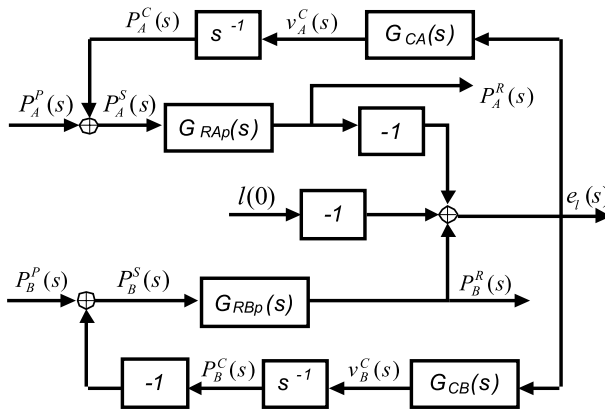
Wzory na prędkości liniowe ruchu punktów TCP robotów w stanie ustalonym przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1

Prędkości ruchu  $v_A^R = v_B^R$  w stanie ustalonym

		$h_B$	
		0	1
$h_A$	0	$\frac{k_{CB}v_A^P - k_{CA}v_B^P}{k_{CA} + k_{CB}}$	$v_A^P$
	1	$v_B^P$	$\frac{k_{CB}v_A^P - k_{CA}v_B^P}{k_{CA} + k_{CB}}$

W przypadku braku oddziaływania siłowego, jak to się dzieje np. dla operacji spawania, układ upraszcza się do schematu przedstawionego na rys. 2, a zależności (1) do (4) przyjmują postać (15) do (17).



Rys. 2. Schemat blokowy układu koordynacji trajektorii bez oddziaływania siłowego pomiędzy robotami

Fig. 2. A block diagram of the trajectory coordination system without force interaction between robots

$$G_{11} = \frac{e_l}{P_A^p} = \frac{G_{RAp}s}{s + G_{CA}G_{RAp} + G_{CB}G_{RBp}} \tag{15}$$

$$G_{12} = \frac{e_l}{P_B^p} = \frac{-G_{RBp}s}{s + G_{CA}G_{RAp} + G_{CB}G_{RBp}} \tag{16}$$

$$e_l = \frac{s(G_{RAp}P_A^P - G_{RBp}P_B^P)}{s + G_{CA}G_{RAp} + G_{CB}G_{RBp}} \quad (17)$$

Dla układu z rys. 2 również obowiązują wyznaczone zależności (12) i (13) oraz wartości prędkości ruchu w stanie ustalonym przedstawione w tabeli 1.

Podsumowując, stopień astatyzmu całego układu zależy od stopnia astatyzmu korektorów i wynosi:

$$h = \max(h_A, h_B) + 1 \quad (18)$$

Aby dla liniowej zmiany wartości zaprogramowanych położenia (9) i (10) w stanie ustalonym błąd oddziaływania  $e_F$  miał wartość 0, przynajmniej jeden z korektorów musi posiadać jeden zerowy biegun ( $h_A > 0$  lub  $h_B > 0$ ). Warunek ten spełnia korektor zawierający element całkujący np. postaci:

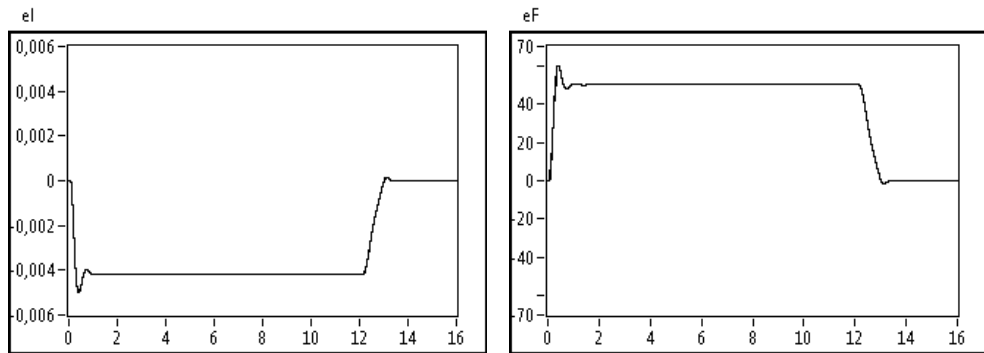
$$G_{CA(B)} = \frac{v_{A(B)}^C}{e_F} = \frac{b_2s^2 + b_1s + b_0}{a_0s} \quad (19)$$

Warunku tego nie spełnia funkcja przejścia korektora o postaci regulatora impedancyjnego [29]:

$$G_{CA(B)} = \frac{v_{A(B)}^C}{e_F} = \frac{s}{Ms^2 + Bs + C} \quad (20)$$

## 6. Wyniki symulacji dokładności statycznej układu koordynacji trajektorii

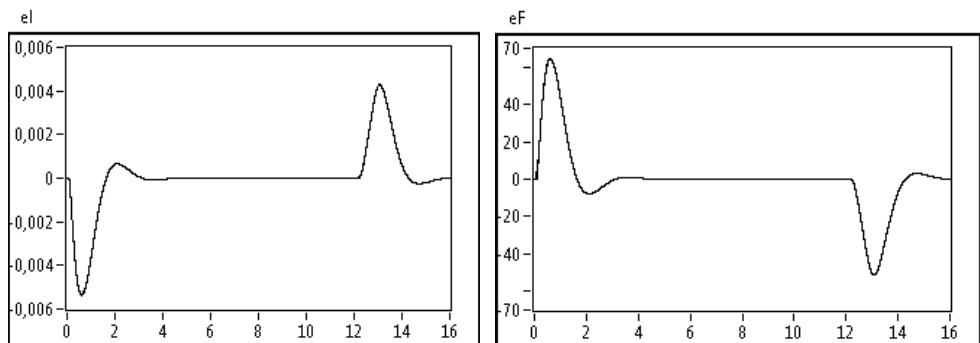
Weryfikację wyników uzyskanych w rozdziale 5 przeprowadzono z wykorzystaniem modelu symulacyjnego zbudowanego w module Simulation programu LabVIEW. Dla układu jednowymiarowego przyjęto dane:  $dx_B^A = 1$  m,  $x_A^I = x_B^I = 0$  m,  $x_A^E = x_B^E = 1$  m,  $F^P = 0$  N, trapezowy profil prędkości zaprogramowanej z wartościami prędkości  $v_A^P = 0,1$  m/s,  $v_B^P = 0,05$  m/s oraz przyspieszenia/opóźnienia  $a_A^P = a_B^P = 1$  m/s<sup>2</sup>, model oddziaływania pomiędzy robotami (8) ograniczono do elementu sprężystego o sztywności  $c = 12000$  N/m. Strukturę i parametry osi napędowych robotów przyjęto jak w pracy [19]. Na rys. 3 przedstawiono wykresy zmiany odległości  $e_l$  i błędu oddziaływania  $e_F$  dla korektorów  $P$  postaci (19):  $b_0 = b_2 = 0$ ,  $b_1/a_0 = 0,0005$  m/Ns. W tym przypadku  $h_A = h_B = 0$ , więc zgodnie z (12)  $e_{F_{ust}} = 50$  N.



Rys. 3. Wykresy zmiany odległości  $e_l$  i błędu siły oddziaływania  $e_F$  dla korektorów typu P w układzie jednowymiarowym

Fig. 3. Charts of change of distance  $e_l$  and force interaction error  $e_F$  for P type correctors in one-dimensional system

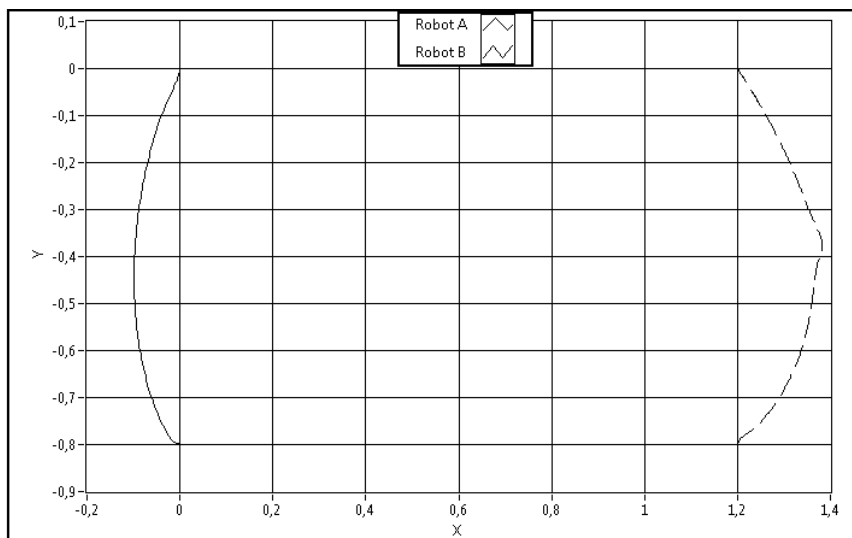
Na rysunku 4 przedstawiono wykresy zmiany odległości  $e_l$  i błędu oddziaływania  $e_F$  dla korektorów PID postaci (19):  $b_0 = 0,00025$  m/Ns,  $b_1 = 0,00012$  m/N,  $b_2 = 0,000025$  ms/N,  $a_0 = 0,5$  s. W tym przypadku  $h_A = h_B = 1$ , więc zgodnie z (13)  $e_{Fust} = 0$  N.



Rys. 4. Wykresy zmiany odległości  $e_l$  i błędu siły oddziaływania  $e_F$  dla korektorów typu PID w układzie jednowymiarowym

Fig. 4. Charts of change of distance  $e_l$  and force interaction error  $e_F$  for PID type correctors in one-dimensional system

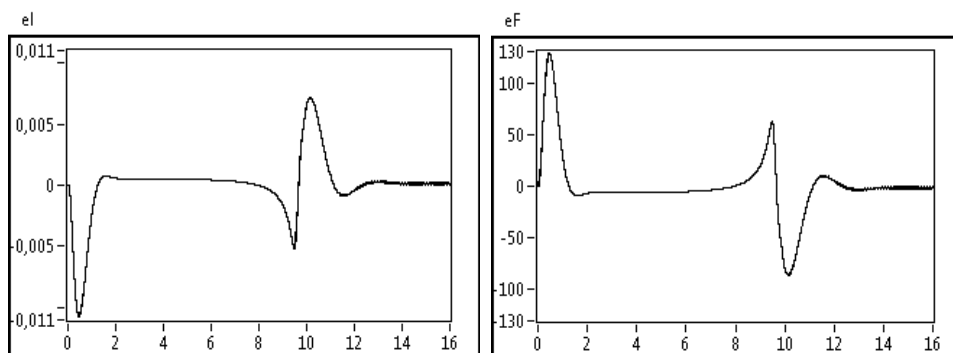
Dla przypadku ogólnego w przestrzeni 3D założenie o stałości wartości prędkości ruchu zaprogramowanego dla poszczególnych osi nie jest spełnione. Wynika to z przyjętego sposobu wyznaczania kierunku prędkości ruchu zaprogramowanego, jak również z wprowadzonej zasady korygowania ruchu. Poniżej przedstawiono wyniki symulacji dla przypadku dwuwymiarowego. Na rys. 5 zamieszczono przebiegi wygenerowanych trajektorii umieszczone w układzie współrzędnych zadania robota  $A$ . Dane wejściowe to:  $D_B^A(1,2$  m,  $0,8$  m),  $P_A^I(0$  m,  $0$  m),  $P_B^I(0$  m,  $0$  m),  $P_A^E(0$  m,  $0,8$  m),  $P_B^E(0$  m,  $0,8$  m),  $v_A^P = 0,1$  m/s,  $v_B^P = 0,05$  m/s,  $a_A^P = a_B^P = 1$  m/s<sup>2</sup>,  $b_0 = 0,00025$  m/Ns,  $b_1 = 0,000125$  m/N,  $b_2 = 0,00000625$  ms/N,  $a_0 = 0,5$  s.



Rys. 5. Trajektorie dla przykładu dwuwymiarowego oraz korektorów typu PID

Fig. 5. Trajectories for two-dimensional case and for PID type correctors

Uzyskane w symulacji zmiany odległości  $e_l$  i błędu oddziaływania  $e_F$  przy użyciu korektorów PID dla układu dwuwymiarowego zamieszczono na rys. 6.



Rys. 6. Zmiany odległości  $e_l$  i błędu siły oddziaływania  $e_F$  dla przykładu dwuwymiarowego

Fig. 6. Change of distance  $e_l$  and force interaction error  $e_F$  for two-dimensional case

## 7. Wnioski

W artykule przedstawiono metodę generowania skoordynowanych trajektorii dla robotów kartezjańskich w oparciu o ruch korekcyjny. Dla układu jednowymiarowego przeprowadzono analizę dokładności w stanie ustalonym. Za miarę dokładności przyjęto błąd sił oddziaływania dla układu z rys. 1 oraz zmianę odległości efektorów dla układu z rys. 2. Wy-

kazano, że o dokładności układu decyduje liczba zerowych biegunów korektorów. Występowanie oddziaływania siłowego między efektorami nie ma wpływu na dokładność statyczną układu, o ile układ pracuje w zakresie liniowym.

## Literatura

- [1] Al-Jarrah O., Zheng Y., *Intelligent compliant motion control*, IEEE transactions on systems, man, and cybernetics, Vol. 8, 1998, 116-122.
- [2] Almeida F., Lopes A., Abreu P., *Force-impedance control: a new control strategy of robotic manipulators*, Recent advances in mechatronics, Springer, Singapore 1999, 126-137.
- [3] Babazadeh A., Sadati N., *Optimal control of multiple-arm robotic systems using gradient method*, IEEE Conference on Robotics, Automation and Mechatronics, Vol. 1, 2004, 312-317.
- [4] Caccavale F., Uchiyama M., *Cooperative Manipulators*, in Part D: Manipulation and Interfaces of the Springer Handbook of Robotics, (Eds.) B. Siciliano, O. Khatib, Springer-Verlag, Heidelberg 2008.
- [5] Caccavale F., Chiacchio P., Marino A., Villani L., *Six-Dof Impedance Control of Dual-Arm Cooperative Manipulators*, IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, Vol. 13, 2008, 576-586.
- [6] Chaimowicz L., Kumar R., Campos M., *A mechanism for dynamic coordination of multiple robots*, International Journal of Autonomous Robots, Vol. 17, 2004, 7-21.
- [7] Chaimowicz L., Sugar T., Kumar V., Campos M., *An architecture for tightly coupled multi-robot cooperation*, Proceedings of the ICRA IEEE International Conference on Robotics and Automation, Vol. 3, 2001, 2992-2997.
- [8] Craig J., *Introduction to Robotics Mechanics and Control*, Prentice Hall, 2004.
- [9] Delebarre X., Dégoulangue E., Dauchez P., Bouffard-Vercelli Y., *Force control of a two-arm robot manipulating a deformable object*, Lecture Notes in Control and Information Sciences, Springer, Vol. 190, 1991, 255-269.
- [10] Ettlin A., *Rigid body dynamics simulation for robot motion planning*, Vol. 3663, 2006.
- [11] Garg D., Fath A., Martinez A., *Real-time open-platform-based control of cooperating industrial robotic manipulators*, Proceedings of the IEEE International Symposium on Intelligent Control, 2002, 428-433.
- [12] Kawasaki H., Ito S., Ramli R., *Adaptive Decentralized Coordinated Control of Multiple Robot Arms*, Control, Vol. 48, 2003, 461-466.
- [13] Kosuge K., Hirata Y., *Coordinated Motion Control of Multiple Manipulators*, in Robotics and Automation Handbook, (Ed.) T. Kurfess, CRC Press LLC, 2004, 400-411.
- [14] Kosuge K., Oosumi T., Seki H., *Decentralized control of multiple manipulators handling an object in coordination based on impedance control of each arm*, Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, Vol. 1, 1997, 17-22.

- [15] Kosuge K., Taguchi D., Fukuda T., Sakai M., Kanitani K., *Decentralized control of robots for dynamic coordination*, International Conference on Intelligent Robots and Systems, Pittsburgh, PA, USA, Vol. 1, 1995, 76-81.
- [16] Kraus W., McCarragher B., *Hybrid position/force coordination for dual-arm manipulation of flexible materials*, Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, Vol. 1, 1997, 202-207.
- [17] Osumi H., Arai T., *Cooperative control between two position-controlled manipulators*, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Vol. 2, 1994, 1509-1514.
- [18] Sadati N., Ghaffarkhah A., *Decentralized Impedance Control of Nonredundant Multi-manipulator Systems*, IEEE International Conference on Networking, Sensing and Control, Sanya, China, Apr. 2008, 206-211.
- [19] Słota A., *Model koordynacji trajektorii efektorów manipulatorów kartezjańskich – weryfikacja stabilności*, Pomiary Automatyka Robotyka 2/2010, 628-634.
- [20] Szykiewicz W., Zieliński C., Czajewski W., Winiarski T., *Control architecture for sensor-based two-handed manipulation*, 16th CISM-IFTToMM Symposium on Robot Design, Dynamics and Control, RoManSy'06, 2006, 237-244.
- [21] Tao J., Luh J., Zheng Y., *Compliant coordination control of two moving industrial robots*, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol. 6, 1990, 322-330.
- [22] Tsuji T., Jazidie A., Kaneko M., *Distributed trajectory generation for cooperative multi-arm robots via virtual force interactions*, IEEE transactions on systems, man, and cybernetics. Vol. 27, 1997, 862-867.
- [23] Tzafestas C., Prokopiou P., Tzafestas S., *Path Planning and Control of a Cooperative Three-Robot System Manipulating Large Objects*, Journal of Intelligent and Robotic Systems, Kluwer Academic Publishers, Vol. 22, 1998, 99-116.
- [24] Winiarski T., Zieliński C., *Podstawy sterowania siłowego w robotach*, Pomiary Automatyka Robotyka 6/2008, 5-10.
- [25] Yamano M., Kim J., Konno A., Uchiyama M., *Cooperative Control of a 3D Dual-Flexible-Arm Robot*, Journal of Intelligent and Robotic Systems, Kluwer Academic Publishers, Vol. 39, 2004, 1-15.
- [26] Yun X., *Coordination of two-arm pushing*, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Vol. 1, 1991, 182-187.
- [27] [http://www.05.abb.com/global/scot/scot241.nsf/veritydisplay/734fb908d1c8ee50c12576dd005b69d0/\\$file/abb%20multimove%20functionality.pdf](http://www.05.abb.com/global/scot/scot241.nsf/veritydisplay/734fb908d1c8ee50c12576dd005b69d0/$file/abb%20multimove%20functionality.pdf)
- [28] [http://www.fanucrobotics.com/robot-applications/Flexible\\_Welding\\_M-20iA\\_and\\_ARC\\_Mate\\_100iC.aspx](http://www.fanucrobotics.com/robot-applications/Flexible_Welding_M-20iA_and_ARC_Mate_100iC.aspx)
- [29] [http://www.motoman.se/uploads/media/MotoNews\\_2011\\_eng.pdf](http://www.motoman.se/uploads/media/MotoNews_2011_eng.pdf)





ANETA SZEWCZYK-NYKIEL, MAREK NYKIEL, JAN KAZIOR\*

## MIKROSTRUKTURA I WŁAŚCIWOŚCI SPIEKANEJ STALI 410L Z DODATKIEM MIEDZI

### MICROSTRUCTURE AND PROPERTIES OF SINTERED 410L STEEL WITH COPPER ADDITION

#### Streszczenie

Badaniom poddano modyfikowaną miedzią stal nierdzewną 410L. Stal tę otrzymano technologią metalurgii proszków. Przez zmianę ilości wprowadzonego dodatku miedzi, jak i zastosowanej temperatury spiekania można wpływać na właściwości stali 410L. Po spiekanii przy temperaturze 1240°C i przy większej ilości wprowadzonej miedzi mikrostruktura stali jest głównie martenzytyczna. Gęstość spiekanej stali wzrasta wraz ze wzrostem zawartości miedzi, uzyskując jednak obniżenie przy 4% mas. Cu. Można stwierdzić, że stale zawierające miedź mają wyższe twardości i wyższe gęstości w porównaniu ze stalami spiekanyymi przy temperaturze 1260°C. Wyższa temperatura spiekania i niższe zawartości miedzi sprzyjają tworzeniu się ferrytu. Badania mikrostruktury tych stali wykazały, że stanowią one mieszaninę ferrytu i martenzytu.

*Słowa kluczowe: spiekana stal 410L, miedź, mikrostruktura, właściwości*

#### Abstract

In the present study copper modified 410L stainless steel was investigated. This steel was fabricated based on powders, by the pressing and sintering. By varying amount of copper and sintering temperature the properties of the 410L stainless steel can be improved. At sintering temperature of 1240°C and at high copper levels the microstructure of steel is predominately martensitic. The sintered density of steel increases as the copper level increases, with a drop-off in density at 4 w/o Cu. It has been shown that stainless steels with higher copper levels have higher hardness and better density in comparison to steels sintered in 1260°C. In general, higher sintering temperature and low copper levels favor the formation of ferrite. An examination of the microstructures of these steels reveals that they are a mixture of ferrite and martensite.

*Keywords: sintered steel 410L, copper, microstructure, properties*

\* Dr inż. Aneta Szewczyk-Nykiel, dr inż. Marek Nykiel, prof. dr hab. inż. Jan Kazior, Instytut Inżynierii Materiałowej, Wydział Mechaniczny, Politechnika Krakowska.

## 1. Wstęp

Stale nierdzewne stanowią obecnie jedną z najważniejszych grup materiałów inżynierskich metalowych. Stale te wytwarza się również technologią metalurgii proszków przy zastosowaniu różnych procesów, które ostatecznie kształtują ich właściwości, przy czym wiele gatunków spiekanych stali nierdzewnej można wytwarzać, stosując proszki rozpylane wodą oraz konwencjonalne procesy prasowania i spiekania, a właściwości tych stali, w tym odporność na korozję, można regulować w szerokim zakresie. Zauważyć można, że produkcja wyrobów ze stali nierdzewnych technologią metalurgii proszków wyraźnie wzrasta w ostatnim okresie (ok. 5% rocznie) [1].

Stale nierdzewne utwardzane wydzieleniowo, powszechnie zwane stalami PH, zostały opracowane w celu zapewnienia dobrej wytrzymałości i odporności na obciążenia dynamiczne przy jednoczesnym zachowaniu odporności na korozję typowej dla stali nierdzewnej. Stale te charakteryzują się również stosunkowo dobrą ciągliwością, niską odkształcalnością, doskonałą spawalnością i stosunkowo wysoką twardością [1–4].

Martenzytyczne stale nierdzewne utwardzane wydzieleniowo są stalami niskowęglowymi, zawierającymi pewne ilości chromu i niklu w połączeniu z innymi pierwiastkami, takimi jak Mo, Cu, Ti, Ni, Al czy też Nb. Utwardzanie spiekanych stali nierdzewnych następuje w wyniku powstawania związków międzymetalicznych z pierwiastków, takich jak miedź, niob czy też aluminium, równomiernie rozmieszczonych w osnowie martenzytycznej. Należy dodać, że stale zawierające aluminium są jednak dość trudne do otrzymania technologią metalurgii proszków (aluminium wykazuje wysokie powinowactwo do azotu i tlenu) [2]. Dlatego też najczęściej stosowanym dodatkiem w spiekanych utwardzanych wydzieleniowo stalach nierdzewnych jest miedź [5].

Niektóre zastosowania wymagają jednak stali nierdzewnej o umiarkowanej odporności na korozję, ale wysokich właściwości mechanicznych. Na przykład spiekana (w atmosferze azotowej) stal 410L z dodatkiem grafitu charakteryzuje się wysoką wytrzymałością i twardością, ale azot i węgiel wywierają negatywny wpływ na odporność na korozję, a także przyczyniają się obniżenia udarności i ciągliwości [6]. Alternatywą może być stal zawierająca miedź. Prowadzone dotychczas badania [5–6] dotyczyły spiekanej stali nierdzewnej (ok. 12% mas. Cr) o zróżnicowanej zawartości molibdenu (0–0,36% mas.), niklu (0–1,1% mas.), modyfikowanej miedzią w ilości od 1 do 3% mas. Wnioski płynące z przytoczonych badań są następujące:

1. Po spiekaniu (temperatura – 1260°C, czas – 60 minut, atmosfera: wodór) stale zawierające większe ilości dodatków niklu i molibdenu (przy stałym poziomie miedzi) wykazały większą wytrzymałość i twardość.
2. Wysokie właściwości mechaniczne (HRB 102, UTS – 777 MPa, TRS – 2188 MPa) uzyskała stal zawierająca 0,35% mas. molibdenu, 1,1% mas. niklu i ok. 3% mas. miedzi (410LCu). Ponadto poddanie tej stali procesowi starzenia (temperatura – 538°C, czas – 1 godzina) przyczyniło się do wzrostu wytrzymałości na rozciąganie, jak i twardości o ok. 15–20% w porównaniu z właściwościami stali poddanej tylko procesowi spiekania.

Otrzymana technologią metalurgii proszków stal 410LCu posiada unikalną charakterystykę: wysoką wytrzymałość, twardość i odporność na zmęczenie. Mikrostruktura tej stali, która jest dwufazowa, przyczyniła się do uzyskania takich właściwości. Stal ta jest materiałem korzystnym w zastosowaniach wymagających dużej wytrzymałości i umiarkowanej odporności na korozję, takich jak korpusy, części pomp [5, 6].

W artykule przedstawione zostały wyniki wstępnie przeprowadzonych badań, których celem było wytworzenie technologią metalurgii proszków spiekanych stali nierdzewnych modyfikowanych miedzią na bazie proszku stali 410L, a następnie określenie wpływu dodatku miedzi na właściwości fizyczne, mechaniczne oraz kształtowanie się mikrostruktury wytworzonych stali.

## 2. Materiał do badań

Do badań zastosowano rozpylany wodą proszek stali nierdzewnej gatunku 410L produkcji firmy Höganäs. Skład chemiczny tej stali został podany w tabeli 1. Gęstość nasypowa zastosowanego w badaniach proszku wynosi  $3,05 \text{ g/cm}^3$ , natomiast sypkość – 29 s/50g. Typowa wielkość cząstek proszku stali 410L wynosi  $< 150 \mu\text{m}$ , z udziałem 32% cząstek o wielkości  $< 45 \mu\text{m}$ . Do modyfikacji składu chemicznego stali 410L zastosowany został proszek miedzi elektrolitycznej produkcji firmy Norddeutsche Affinerie.

Tabela 1

### Skład chemiczny proszku stali 410L (w % mas.) wg danych producenta

Gatunek proszku	C	Si	Cr	Ni	Mn	Fe
410L	0,015	0,8	11,5–13,5	0,2	0,02	bal

Z proszków stali 410L i miedzi, w wyniku mieszania w obrotowym mieszalniku typu Turbula (czas mieszania 240 minut), wytworzono mieszanki o zawartości 1, 2, 3 i 4% mas. miedzi. W celu dokonaniu oceny wpływu dodatku miedzi na właściwości fizyczne, mechaniczne i kształtowanie się mikrostruktury spiekanych stali do badań zastosowano również czysty proszek stali 410L. Następnie naważki proszków prasowano jednostronnie w sztywnej matrycy stalowej pod ciśnieniem 600 MPa. Uzyskane próbki w kształcie walca o wymiarach  $20 \times 5 \text{ mm}$  przeznaczone zostały do badań gęstości, porowatości, twardości i oceny mikrostruktury. Proces spiekania przeprowadzony został w rurowym piecu sytytowym przy dwóch temperaturach  $1240^\circ\text{C}$  i  $1260^\circ\text{C}$ , w atmosferze osuszonego i oczyszczonego wodoru. Czas izotermicznego spiekania próbek wynosił 30 minut. Zastosowano nagrzewanie do temperatury spiekania z szybkością  $10^\circ\text{C/min}$ . Po izotermicznym spiekaniu próbki chłodzono razem z piecem.

## 3. Metodyka badań

Gęstość oraz porowatość spiekanych materiałów została wyznaczona metodą ważenia w powietrzu i w wodzie, zgodnie z wymaganiami normy PN-EN ISO 2738:2001.

Badania strukturalne spieków zostały przeprowadzone na mikroskopie optycznym Eclipse ME 600P firmy Nikon z cyfrowym zapisem obrazu. Do badań tych zostały przygotowane zglądy poprzeczne, wykonane w płaszczyźnie przechodzącej przez środek próbki i równoległej do kierunku działania siły w czasie prasowania. Zglądy zostały poddane badaniom strukturalnym w stanie wytrawionym. Badania strukturalne zostały przeprowadzone również na skaningowym mikroskopie elektronowym JSM550LV.

Badania twardości spieków wykonane zostały metodą Rockwella (skala B), zgodnie z wymaganiami normy EN 24498-1:1993. Pomiaru mikrotwardości HV<sub>0,01</sub>(10s) przeprowadzono na twardościomierzu FM 700 E.

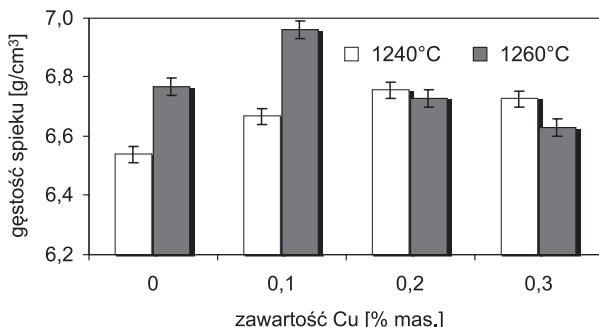
Do oceny zmian wymiarowych i zjawisk zachodzących w trakcie spiekania zastosowany został poziomy dylatometr DIL 402E firmy NETZSCH.

#### 4. Wyniki badań

Wyniki pomiaru gęstości i gęstości względnej stali 410L, modyfikowanej miedzią w ilości od 0 do 4% mas. w zależności od zastosowanej temperatury spiekania, przedstawione zostały odpowiednio na rys. 1 i 2. Natomiast na rys. 3 zostały zaprezentowane wyniki pomiarów porowatości otwartej i zamkniętej badanych stali.

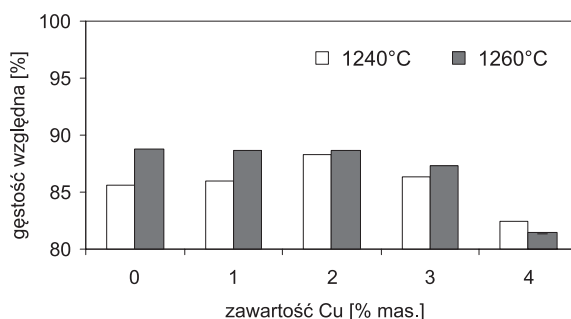
Analiza wyników pomiarów tych właściwości fizycznych pozwala na wyciągnięcie wniosku, że na gęstość i porowatość badanych spiekanych stali wpływ wywiera zarówno zastosowana temperatura izotermicznego spiekania, jak i ilość wprowadzonego do mieszanki proszków dodatku miedzi. Można zauważyć, że zastosowanie podczas spiekania wyższej temperatury przyczynia się do wzrostu gęstości i obniżenia porowatości stali 410L modyfikowanej miedzią w badanym zakresie. Natomiast jeśli chodzi o wpływ dodatku miedzi na gęstość badanych stali, można stwierdzić, że dla każdej ze stosowanych temperatur spiekania tendencja jest taka sama. Mianowicie gęstość stali początkowo wzrasta wraz ze wzrostem dodatku miedzi, uzyskując wartości maksymalne dla stali modyfikowanej miedzią w ilości 2% mas. Dalszy wzrost zawartości miedzi do 4% mas. prowadzi już do obniżenia gęstości badanych stali. Można zauważyć, że w przypadku porowatości otwartej spiekanych stali trend jest odwrotny (rys. 3).

Wyniki pomiarów twardości HRB stali 410L modyfikowanej miedzią w badanym zakresie, otrzymanej po spiekaniu przy temperaturze 1240°C i 1260°C, zostały przedstawione na rys. 4. Przeprowadzone badania twardości wykazały, że wprowadzenie dodatku miedzi wywarło wyraźny wpływ na twardość stali 410L. Ponadto czynnikiem determinującym twardość badanej stali jest temperatura spiekania. Mianowicie dla stali 410L wzrost temperatury procesu spiekania powoduje nieznaczny wzrost twardości, podczas gdy w przypadku stali modyfikowanych miedzią można zaobserwować tendencję odwrotną.



Rys. 1. Wpływ dodatku miedzi i temperatury spiekania na gęstość stali 410L

Fig. 1. The influence of copper addition and sintering temperature on density of 410L steel



Rys. 2. Wpływ dodatku miedzi i temperatury spiekania na gęstość względną stali 410L

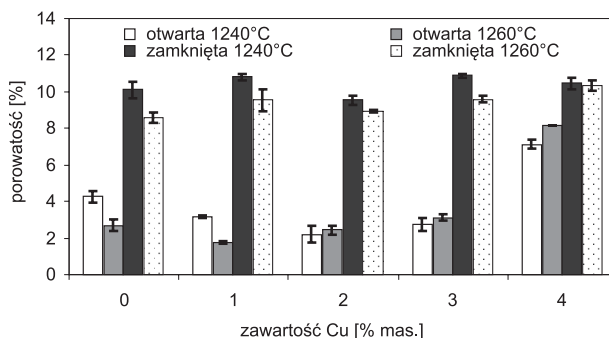
Fig. 2. The influence of copper addition and sintering temperature on relative density of 410L steel

Po spiekaniu przy temperaturze 1240°C badane stale modyfikowane miedzią (bez względu na ilość wprowadzonego dodatku miedzi) wykazywały twardość na praktycznie takim samym poziomie – ok. 93 HRB. Natomiast po spiekaniu przy wyższej temperaturze wyraźnie można zauważyć, że wraz ze wzrostem ilości wprowadzonego dodatku miedzi w zakresie od 1 do 4% mas. twardość badanych stali wzrasta od 61 do 76 HRB.

Na podstawie zamieszczonych wcześniej wyników badań właściwości fizycznych można wywnioskować, że obserwowany wzrost twardości stali modyfikowanej miedzią można tłumaczyć zmianami strukturalnymi zachodzącymi podczas procesu spiekania.

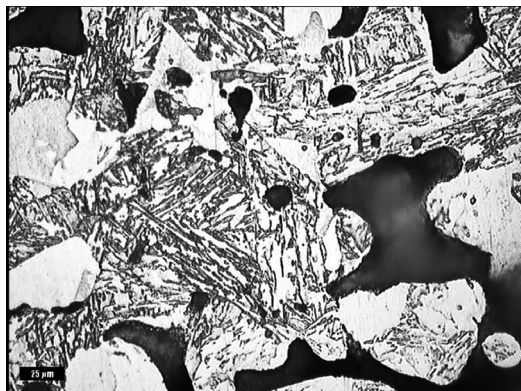
Przykładowe mikrostruktury spiekanej stali 410L modyfikowanej miedzią zamieszczone zostały na rys. 4–6.

Badania mikrostruktury stali modyfikowanych miedzią spiekanych przy temperaturze 1240°C ujawniły, że już przy niewielkiej ilości wprowadzonej miedzi możliwe jest uzyskanie struktury martenzytycznej. Jedynie w przypadku spiekanej stali 410L modyfikowanej miedzią w ilości 1% mas. mikrostruktura stanowi mieszaninę martenzytu i ferrytu (rys. 4). Ponadto wraz ze wzrostem od 1 do 4% mas. ilości miedzi wprowadzonej do mieszanki proszków wzrasta mikrotwardość spiekanej stali od ok. 350 do ok. 500 HV0,01(10s).



Rys. 3. Wpływ dodatku miedzi oraz temperatury spiekania na porowatość otwartą i zamkniętą stali 410L

Fig. 3. The influence of copper addition and sintering temperature on open and closed porosity of 410L steel



Rys. 4. Mikrostruktura spiekanej stali 410L z dodatkiem 1% mas. Cu, temperatura spiekania 1240°C

Fig. 4. Microstructure of sintered steel 410L with 4% mass Cu, sintering temperature 1240°C

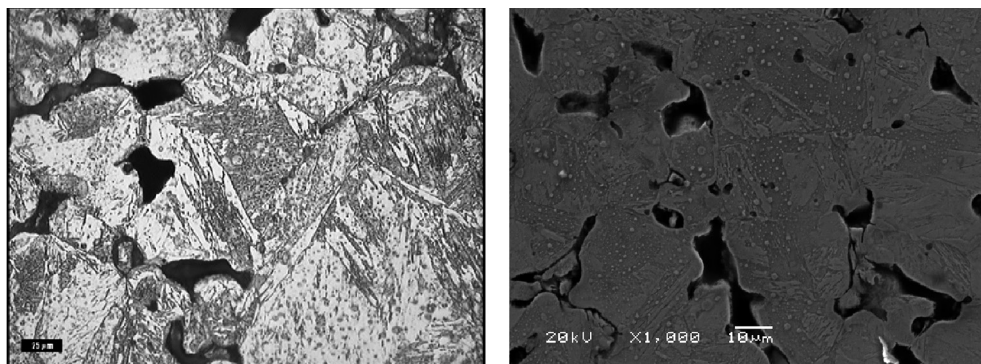
Natomiast przeprowadzenie procesu spiekania przy wyższej temperaturze prowadzi do uzyskania w spiekanej badanej stali mikrostruktury, w skład której wchodzi ferryt i martenzyt. Przy czym w zależności od ilości wprowadzonego dodatku miedzi zmienia się udział tych składników fazowych, tak że dopiero stal 410L modyfikowana miedzią w ilości 4% mas. uzyskuje strukturę głównie martenzytyczną (rys. 7). Mikrotwardość badanej modyfikowanej stali 410L wzrasta od ok. 160 do ok. 280 HV0,01(10s) wraz ze wzrostem dodatku miedzi w mieszance proszków.

Na podstawie tej analizy widoczny staje się fakt, że zmiana temperatury procesu spiekania powoduje zmianę udziałów obu faz w mikrostrukturze. Ogólnie można stwierdzić, że w przypadku badanych stali nierdzewnych wyższa temperatura spiekania i niskie zawartości miedzi w wyjściowej mieszance proszków sprzyjają tworzeniu się ferrytu, natomiast niższa temperatura procesu spiekania i większe ilości wprowadzonej miedzi prowadzą ostatecznie do uzyskania mikrostruktury głównie martenzytycznej.

Taka mikrostruktura, będąca mieszaniną ferrytu i martenzytu, pojawiała się już podczas spiekania stali nierdzewnych (DP stale), w których istnieje równowaga pierwiastków stabilizujących austenit i ferryt [6]. W trakcie chłodzenia z temperatury izotermicznego spiekania do temperatury pokojowej austenit przekształca się w martenzyt i ostateczna mikrostruktura składa się z ferrytu i martenzytu. Wprowadzenie miedzi do stali nierdzewnej powinno sprzyjać tworzeniu się wysokotemperaturowego austenitu, który po ochłodzeniu przekształci się w martenzyt. Ponieważ jednak miedź wydziela się, pozostawia obszary w osnowie zubożone w miedź i w tych obszarach może tworzyć się ferryt.

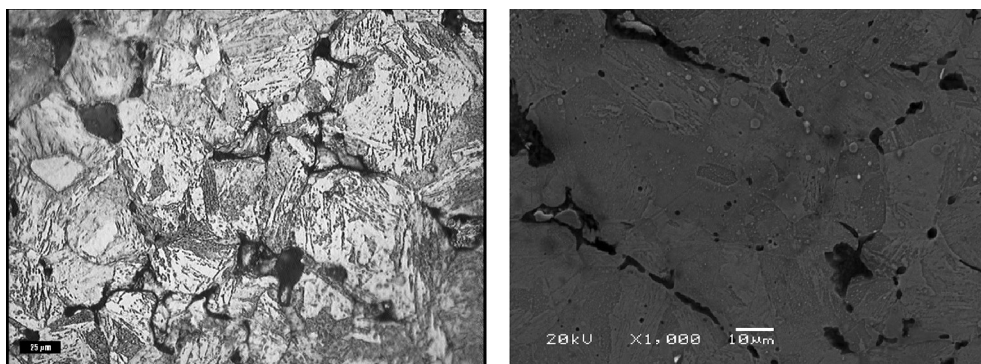
Ponieważ miedź jest pierwiastkiem stabilizującym austenit, stąd też wspomaga tworzenie martenzytu w mikrostrukturze spiekanej stali. Dostępne w literaturze dane, dotyczące ilościowych badań metalograficznych, potwierdziły wyraźny wpływ miedzi na kształtowanie się mikrostruktury stali nierdzewnych (12% mas. Cr, 1% mas. Ni, 0,35% mas. Mo), mianowicie udział ferrytu w mikrostrukturze tych stali maleje od ok. 40% praktycznie do 0% przy wzrastającym udziale miedzi od 1 do 4% mas. Oczywiście procentowy udział ferrytu w mikrostrukturze spiekanej stali nierdzewnej ma wyraźny wpływ na jej właściwości. Otóż wraz ze wzrostem udziału ferrytu wytrzymałość na rozciąganie i twardość tej stali ulegają obniżeniu, podczas gdy ciągliwość wzrasta [5].





Rys. 5. Mikrostruktura spiekanej stali 410L z dodatkiem 4% mas. Cu, temperatura spiekania 1240°C

Fig. 5. Microstructure of sintered steel 410L with 4% mass Cu, sintering temperature 1240°C



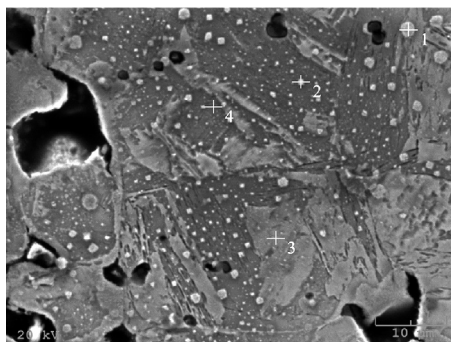
Rys. 6. Mikrostruktura spiekanej stali 410L z dodatkiem 4% mas. Cu, temperatura spiekania 1260°C

Fig. 6. Microstructure of sintered steel 410L with 4% mass Cu, sintering temperature 1260°C

Przykładowa mikrostruktura SEM stali 410L modyfikowanej miedzią w ilości 4% mas. poddanej spiekaniu przy temperaturze 1240°C zamieszczona została na rys. 7. Natomiast wyniki analizy EDAX tego materiału zostały zamieszczone na rys. 8. Mikroanaliza składu chemicznego tej stali została wykonana w czterech różnych punktach badanej powierzchni zglądu. W składzie chemicznym modyfikowanej miedzią stali 410L podstawowymi pierwiastkami w analizowanych punktach są oczywiście: Fe, Cr, Ni i Cu. Zawartości poszczególnych pierwiastków w każdym analizowanym punkcie są w zasadzie na podobnym poziomie. W przypadku tej stali ilość miedzi wprowadzonej do mieszanki proszków wynosiła 4% mas. Przeprowadzona analiza EDAX wykazała, że w analizowanych punktach zawartość miedzi wynosiła około 4% mas., co odpowiada ilości miedzi wprowadzonej do mieszanki proszków.

W przeprowadzonych badaniach wpływ dodatku miedzi na przemiany fazowe w stali 410L badano w oparciu o analizę układu równowagi fazowej. Do konstrukcji pseudopodwójnego układu równowagi fazowej wykorzystano program ThermoCalc. Układ równowagi fazowej obliczony został dla stali zawierającej: 12,5% Cr, 0,8% Si, 0,2% Ni, 0,02% Mn i 0,015% C. Dla

powyższego składu chemicznego stali i zmiennej zawartości miedzi położenie linii granicznych układu przedstawiono na rys. 9.



Rys. 7. Mikrostruktura SEM spiekanej stali 410L z dodatkiem 4% mas. Cu, temperatura spiekania 1240°C

Fig. 7. SEM microstructure of sintered steel 410L with 4% mass Cu, sintering temperature 1240°C

Elt.	Line	Intensity (c/s)	Error 2-sig	Conc	Units
Punkt 1					
Cr	Ka	115,08	3,917	13,719	wt. %
Fe	Ka	410,45	7,397	82,026	wt. %
Ni	Ka	0,75	0,315	0,222	wt. %
Cu	Ka	11,14	1,218	4,032	wt. %
Punkt 3					
Cr	Ka	121,30	4,021	13,577	wt. %
Fe	Ka	437,37	7,636	82,163	wt. %
Ni	Ka	0,87	0,341	0,245	wt. %
Cu	Ka	11,79	1,254	4,015	wt. %
Punkt 4					
Cr	Ka	127,49	4,123	14,290	wt. %
Fe	Ka	433,64	7,603	80,944	wt. %
Ni	Ka	1,03	0,371	0,287	wt. %
Cu	Ka	13,27	1,330	4,479	wt. %

Rys. 8. Mikroanaliza składu chemicznego stali 410L z dodatkiem 4% mas. Cu, temperatura spiekania 1240°C

Fig. 8. Microanalysis of chemical composition of steel 410L with 4% mass Cu, sintering temperature 1240°C

Prezentowane obliczenia termodynamiczne wskazują, że wraz ze wzrostem zawartości miedzi w badanym zakresie od 0 do 4% wzrasta szerokość obszaru współistnienia austenitu i ferrytu, a obszar ten wyraźnie przesuwa się w stronę wyższych temperatur. Ponadto dla stali 410L modyfikowanej miedzią w ilości powyżej ok. 1,8% mas. pojawia się obszar występowania austenitu, a jego szerokość wraz ze wzrostem zawartości miedzi zwiększa się, przesuując się w zakres wyższych temperatur. Miedź sprzyja tworzeniu się wysokotemperaturowego austenitu w badanych stalach, a proces spiekania odbywa się w obszarze



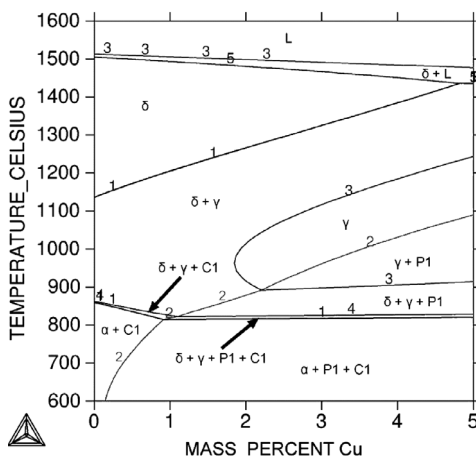
współlistnienia ferrytu i austenitu i w konsekwencji uzyskany stopień zagęszczenia materiału będzie niższy.

Wpływ dodatku miedzi na równowagowy udział ferrytu i austenitu przy temperaturze 1240°C i 1260°C przedstawiono odpowiednio na rys. 10 i 11. Można zauważyć silny wpływ miedzi na udział obu tych faz w stali. Mianowicie, w przypadku izotermicznego spiekania stali 410L modyfikowanej miedzią przy temperaturze wynoszącej 1240°C, jak i 1260°C udział austenitu stopniowo wzrasta kosztem udziału ferrytu przy wzrastającej zawartości miedzi. Dla czystej stali 410L, jak również stali z dodatkiem miedzi w ilości 1% mas. spiekanie odbywa się w obszarze ferrytu, natomiast dla pozostałych badanych spieków w obszarze współlistnienia ferrytu i austenitu. Przy czym dopiero w przypadku większego dodatku miedzi (powyżej 3% mas.) zaczyna dominować austenit. Dodatek miedzi sprzyja tworzeniu się wysokotemperaturowego austenitu w badanych stalach. Ponieważ mechanizmy dyfuzyjne szybciej zachodzą podczas spiekania w ferrycie niż w austenicie, w konsekwencji uzyskany stopień zagęszczenia materiału będzie niższy. Dobrze koreluje to z prezentowanymi wynikami gęstości (rys. 1).

Zarejestrowane podczas badań dylatometrycznych krzywe procesu spiekania przy temperaturze 1240°C stali 410L modyfikowanej miedzią zostały zamieszczone na rys. 12.

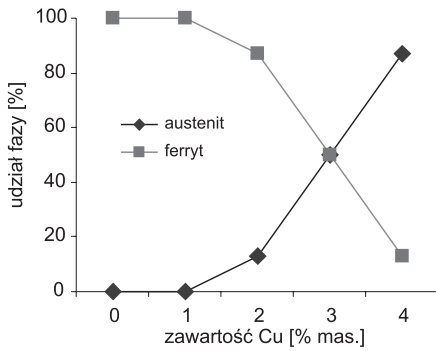
Na podstawie analizy otrzymanych krzywych dylatometrycznych można stwierdzić, że: – w początkowym okresie nagrzewania modyfikowanej miedzią stali 410L miedź nie wpływa w sposób wyraźny na rozszerzalność cieplną materiału. Dlatego też współczynniki rozszerzalności cieplnej w tym zakresie praktycznie nie ulegają zmianom, a ich wartość wynosi około  $1,25 \times 10^{-5} 1/^\circ\text{C}$ . Niemniej w przypadku stali z dodatkiem 4% Cu współczynnik rozszerzalności cieplnej w późniejszym okresie nagrzewania przyjmuje wartość niższą – na poziomie  $1,1 \times 10^{-5} 1/^\circ\text{C}$ ;

- 1: AUSTENITE ( $\gamma$ )  
 2: COPPER FCC\_A1 PRECIPITATION (P1)  
 3: FERRITE ( $\alpha$ ,  $\delta$ )  
 4: M23C6 (C1)  
 5: LIQUID (L)



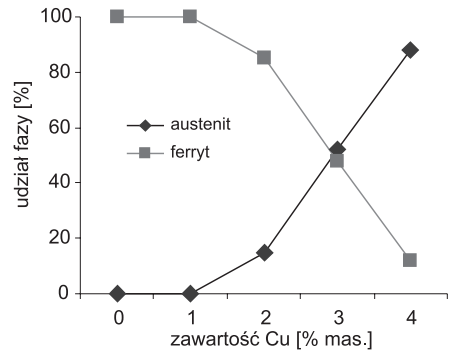
Rys. 9. Układ równowagi dla stali 410L

Fig. 9. Equilibrium system for steel 410L



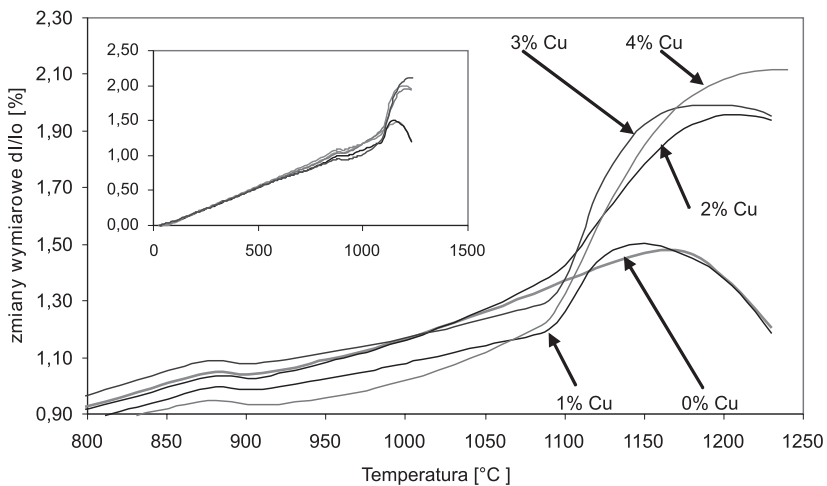
Rys. 10. Wpływ miedzi na zawartość ferrytu i austenitu ( $T = 1240^{\circ}\text{C}$ )

Fig. 10. The effect of copper on ferrite and austenite content ( $T = 1240^{\circ}\text{C}$ )



Rys. 11. Wpływ miedzi na zawartość ferrytu i austenitu ( $T = 1260^{\circ}\text{C}$ )

Fig. 11. The effect of copper on ferrite and austenite content ( $T = 1260^{\circ}\text{C}$ )



Rys. 12. Krzywe dylatometryczne dla stali 410L modyfikowanej miedzią – nagrzewanie do temperatury spiekania  $1240^{\circ}\text{C}$

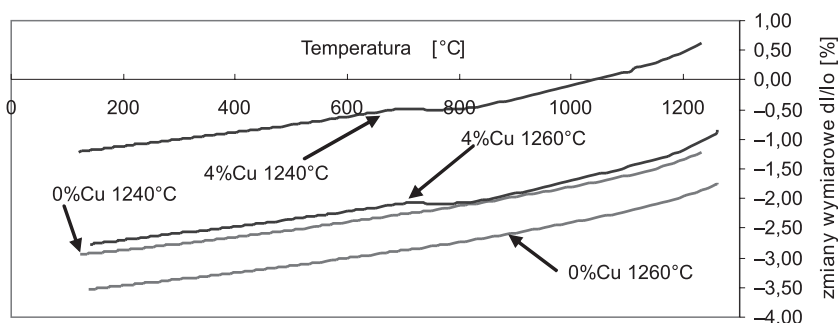
Fig. 12. Dilatometric curves for copper modified 410L steel - heating to sintering temperature  $1240^{\circ}\text{C}$

- miedź wyraźnie wpływa na temperaturę przemiany  $\alpha/\gamma$ , powodując podwyższenie początku (od  $851^{\circ}\text{C}$  do  $871^{\circ}\text{C}$ ) i obniżenie końca tej przemiany (od  $910^{\circ}\text{C}$  do  $901^{\circ}\text{C}$ ) przy jednoczesnym zmniejszeniu amplitudy temperaturowej. Przy czym niezależnie od ilości wprowadzonego dodatku miedzi wartość amplitudy pozostaje na stałym poziomie ( $\Delta T = 30^{\circ}\text{C}$ );
- po przejściu przemiany polimorficznej materiał ulega dalszej ekspansji termicznej, jednak dla stali modyfikowanej miedzią przy temperaturze około  $1080^{\circ}\text{C}$  gwałtownie zmienia się przebieg krzywych dylatometrycznych. Temperatura ta odpowiada temperaturze topienia

miedzi. Następuje pojawienie się fazy ciekłej.

– miedź kompensuje skurcz stali 410L, a wraz ze wzrostem ilości dodatku Cu całkowity skurcz po spiekanii maleje.

Krzywe dylatometryczne – zakres chłodzenia – dla czystej stali 410L i stali modyfikowanej miedzią w ilości 4% mas. przedstawione zostały na rys. 13. Miedź w tej ilości wyraźnie nie sprzyja zagęszczeniu stali bez względu na zastosowaną temperaturę spiekania.



Rys. 13. Krzywe dylatometryczne dla stali 410L modyfikowanej miedzią – chłodzenie

Fig. 13. Dilatometric curves for copper modified 410L steel – cooling

## 5. Wnioski

W wyniku przeprowadzonych badań otrzymano technologią metalurgii proszków serię spiekanych stali nierdzewnych, zawierających miedź w zakresie od 1 do 4% mas. Przy czym na kształtowanie się mikrostruktury i uzyskane właściwości stali wywarła wpływ nie tylko obecność dodatku miedzi w składzie chemicznym oraz ilość, w jakiej wprowadzono ją do mieszanki proszków, ale także temperatura izotermicznego spiekania.

Ogólnie można stwierdzić, że w przypadku badanych stali nierdzewnych niższa temperatura procesu spiekania i większe ilości wprowadzonego dodatku miedzi prowadzą ostatecznie do uzyskania mikrostruktury przede wszystkim martenzytowej. Miedź jest równomiernie rozmieszczona w mikrostrukturze. Stale te nadają się do utwardzania wydzieleniowego. Przy czym należy zaznaczyć, że z punktu widzenia właściwości, jak i mikrostruktury optymalną ilością miedzi wprowadzanej do mieszanek jest 2–3% mas., zapewniając wysoki poziom twardości (ok. 93 HRB), małą porowatość i dobre zagęszczenie (gęstość względna na poziomie 86–88%).

Natomiast wyższa temperatura spiekania, mimo że pozwala uzyskać modyfikowanym miedzią stalom nierdzewnym wyższe wartości gęstości po spiekanii niż w przypadku zastosowania niższej temperatury spiekania, nie przyczynia się do efektywnego wzrostu twardości badanych stali. W przypadku wyższej temperatury spiekania i niskich zawartości miedzi w wyjściowej mieszance proszków mikrostruktura badanych stali jest wyraźnie dwufazowa jak w stalach DP stanowi mieszaninę ferrytu i martenzytu. Ponadto rozmieszczenie miedzi jest nierównomierne występują obszary, które wykazują zubożenie w miedź.

## Literatura

- [1] Schade Ch., Schaberl J., Lawley A., *Stainless Steel AISI Grades for PM Applications*, International Journal of Powder Metallurgy, vol. 44, 3, 2008, 57-67.
- [2] Hsiao C.N., Chou C.S., Yang R.J., *Aging reaction in a 17-4 PH stainless steel*, Materials Chemistry and Physics, 74, 2002, 134-142.
- [3] Bressan J.D., Daros D.P., Sokolowski A., Mesquita R.A., *Influence of hardness on the wear resistance of 17-4 PH stainless steel evaluated by the pin-on-disc testing*, Journal of Materials Processing technology, 205, 2008, 57-67.
- [4] Szewczyk-Nykiel A., Gądek Sz., Nykiel M., Kazior J., *Właściwości spiekanych stali nierdzewnych utwardzonych wydzieleniowo*, Innowacyjne technologie wytwarzania, Kraków 2011.
- [5] Schade Ch., Murphy T., Lawley A., Doherty R., *Development of a dual-phase precipitation hardening PM stainless steel*, Powder Metal World Congress & Exhibition, Washington 2008.
- [6] Schade Ch., Stears P., *Precipitation Hardening P/M Stainless Steels*, International Journal of Powder Metallurgy, 43(4), 2007, 51-59.

## TREŚĆ

Borowiec A., Ziemiański L.: Zastosowanie sztucznych sieci neuronowych do identyfikacji uszkodzenia w belkach – badania numeryczne i doświadczalne.....	3
Dziechciowski Z.: Charakterystyki wibroakustyczne i termiczne wybranych materiałów poszycia ścian kabin .....	15
Egner H., Ryś M.: Modelowanie sprzężenia pomiędzy rozwojem uszkodzeń i przemianą fazową w stali austenitycznej w warunkach temperatur kriogenicznych.....	27
Hebda M., Łopata A.: Grafen – materiał przyszłości .....	45
Kowalczyk M.: Analiza współczynnika spęczniania wióra w aspekcie toczenia stopu TI-6AL-4V z podwyższonymi prędkościami skrawania.....	55
Łuczko J., Czerwiński A.: Wpływ warunków brzegowych na częstości własne i obszary stabilności przewodów hydraulicznych .....	71
Małopolski W.: Modelowanie i optymalizacja systemów wytwarzania w programie Arena .....	91
Mikuła J., Łach M.: Potencjalne zastosowania glinokrzemianów pochodzenia wulkanicznego .....	109
Pękala J.: Koncepcja algorytmu sprawdzania kompletności danych w procesie ich wymiany między systemami informatycznymi przedsiębiorstw produkcyjnych.....	123
Słota A.: Dokładność statyczna układu koordynacji trajektorii robotów kartezjańskich .....	135
Szewczyk-Nykiel A., Nykiel M., Kazior J.: Mikrostruktura i właściwości spiekanej stali 410L z dodatkiem miedzi.....	149

## CONTENTS

Borowiec A., Ziemiański L.: The application of artificial neural networks in the identification of damage in beams – numerical and experimental studies .....	3
Dziechciowski Z.: Vibroacoustic and thermal characteristics selected plate components of operator's cabin walls .....	15
Egner H., Ryś M.: Modeling of coupling between damage and phase transformation in austenitic stainless steel at cryogenic temperatures.....	27
Hebda M., Łopata A.: Graphene – material of the future .....	45
Kowalczyk M.: Then chip compression ratio analysis in the aspect of TI-6AL-4V alloy turning with elevated cutting speeds.....	55
Łuczko J., Czerwiński A.: Influence of boundary conditions on the natural frequencies and the stability regions of the hydraulic pipes .....	71
Małopolski W.: Modeling and optimization of manufacturing systems using Arena software ...	91
Mikuła J., Łach M.: Potential applications of volcanic aluminosilicates.....	109
Pękala J.: Concept of data completeness verification algorithm in the process of its exchange between production enterprise systems .....	123
Słota A., Static accuracy of the coordination trajectories system for Cartesian robots.....	135
Szewczyk-Nykiel A., Nykiel M., Kazior J., Microstructure and properties of sintered 410L steel with copper addition.....	149