

ZESZYTY NAUKOWE  
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

---

SCIENTIFIC LETTERS  
OF RZESZOW UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

---

NR 298

(e-ISSN 2300-5211)

# MECHANIKA

Kwartalnik

tom XXXV

zeszyt 2/2018

kwiecień-czerwiec



WYDZIAŁ  
BUDOWY MASZYN  
I LOTNICTWA  
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

## Wydano za zgodą Rektora

Redaktor naczelny  
Wydawnictw Politechniki Rzeszowskiej  
prof. dr hab. Grzegorz OSTASZ

### Rada Naukowa ZN PRz Mechanika

Sergei ALEXANDROV (Rosja), Helmut BOEM (Austria), Józef GAWLIK (Polska),  
Rudolf KAWALLA (Niemcy), Yaroslav KOVAČIK (Słowacja), Krzysztof KUBIAK (Polska),  
Volodymyr KUSHCH (Ukraina), Hirpa G. LEMU (Norwegia), Thomas G. MATHIA (Francja),  
Tadeusz MARKOWSKI (Polska), Pavlo MARUSCHAK (Ukraina), Paweł PAWLUS (Polska),  
Andrea PICCOLROAZ (Włochy), Igor SEVOSTIANOV (USA)  
Jarosław SĘP (Polska), László SIKOLYA (Węgry), Emil SPISÁK (Słowacja)  
Feliks STACHOWICZ (Polska), Marian SZCZEREK (Polska),  
Nicolae UNGUREANU (Rumunia), Elena VILCHEVSKAYA (Rosja)

### Komitet Redakcyjny (afiliacje: Polska)

redaktor naczelny  
prof. dr hab. inż. Feliks STACHOWICZ  
redaktorzy tematyczni (naukowi)  
dr hab. inż. Andrzej BURGHARDT, prof. PRz  
dr hab. inż. Tomasz ROGALSKI, prof. PRz  
prof. dr hab. inż. Jarosław SĘP  
redaktor statystyczny  
prof. dr hab. inż. Paweł PAWLUS  
sekretarz redakcji  
dr hab. inż. Tomasz TRZEPIECIŃSKI, prof. PRz  
członkowie  
dr hab. inż. Tadeusz BALAWENDER, prof. PRz  
dr hab. inż. Piotr STRZELCZYK, prof. PRz

### Redakcja językowa Marzena TARAŁA, Mateusz SZAL

### Przygotowanie matryc Mariusz TENDERA

e-ISSN 2300-5211  
p-ISSN 0209-2689

Wersja drukowana Kwartalnika jest wersją pierwotną.

Redakcja czasopisma: Politechnika Rzeszowska, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa  
al. Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów (e-mail: tomtrz@prz.edu.pl)  
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika>

Wydawca: Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej  
al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów (e-mail:oficyna@prz.edu.pl)  
<http://oficyna.prz.edu.pl>

Informacje dodatkowe i stopka – str. 255

## SPIS TREŚCI

Stanisław ANTAS: Układ wylotowy typu osiowego dyfuzora łopatkowego sprężarki promieniowej .....	123
Igor BARÉNYI, Maroš ECKERT, Jozef MAJERÍK, Ján BEZECNÝ: AFM and nanoindentation study of selected aluminium alloys .....	143
Paweł GIL, Rafał GAŁEK, Krzysztof KIEDRZYŃSKI, Adrian KMIĘCIŃSKI: Operational research of ground heat pump and passive air conditioning .....	153
Damian KRASKA, Tomasz TRZEPIECIŃSKI: Analiza numeryczna odkształceń blachy DC04 w procesie kształtowania wytłoczek osiowosymetrycznych .....	163
Jan KUSIŃSKI, Sławomir KAĆ, Kazimierz KOWALSKI, Paolo MATTEAZZI, Sergi DOSTA, Emmanuel GEORGIU: Natryskiwane zimnym gazem powłoki odporne na ścieranie .....	175
Wiesław MASŁOWSKI, Tadeusz OPARA, Michał BUREK: Stanowisko do wyznaczania położenia środka masy ciała człowieka .....	187
Tomasz MIŁEK: Ocena tłoczności blach metodami Engelhardta i Erichsena .....	195
Peter Pavol MONKA, Katarína MONKOVÁ: Multivariant process planning theory and its application for special purpose vehicle producing .....	205
Andrzej SKRZYPCZYK, Sławomir RUTKOWSKI, Justyna KASIŃSKA: Napawanie warstw trudnościeralnych na stali Hardox metodami OAW i MMA .....	213
Piotr SZMIDT, Zbigniew KORUBA, Daniel GAPIŃSKI: Sterowanie zestawem artyleryjsko-rakietowym z wykorzystaniem zmodyfikowanego regulatora liniowo-kwadratowego .....	223
Damian SZUBARTOWSKI: Zagadnienie zakrzywionej anizotropowej oraz funkcjonalnie gradowanej powłoki poddanej działaniu pola temperatury .....	237
Marta WÓJCIK: Waste in the geopolymerization process. Proposal of the use of asbestos and fly ashes in the production of geopolymer concrete .	245



Stanisław ANTAS<sup>1</sup>

## UKŁAD WYLOTOWY TYPU OSIOWEGO DYFUZORA ŁOPATKOWEGO SPRĘŻARKI PROMIENIOWEJ

Osiowy dyfuzor łopatkowy jest układem wylotowym kanału przepływowego sprężarki promieniowej i osiowo-odśrodkowej, w którym następuje zmiana kierunku przepływu z promieniowego na kierunek wyznaczony przez oś komory spalania. W pracy przedstawiono metodę wyznaczania parametrów strumienia w przekroju wyjściowym układu wylotowego sprężarki promieniowej. Analiza obejmuje układ wylotowy typu osiowego dyfuzora łopatkowego. Zaprezentowano także odpowiednią metodę określania parametrów geometrycznych dla dyfuzora wylotowego tego typu. Wymienione metody mogą być stosowane w trakcie realizacji projektu koncepcyjnego sprężarki, a oparto je na równaniu zachowania energii, równaniu ciągłości przepływu, pierwszej i drugiej zasadzie termodynamiki, równaniu momentu ilości ruchu Eulera oraz funkcjach gazodynamicznych i definicjach używanych w teorii maszyn wirnikowych. Końcowa część pracy zawiera zasady doboru obliczeniowej wartości sprężu sprężarki z promieniowym dyfuzorem łopatkowym oraz wnioski.

**Słowa kluczowe:** sprężarka promieniowa, kanał wylotowy, osiowy dyfuzor łopatkowy

### Oznaczenia:

- a – prędkość dźwięku
- b – cięciwa
- C – prędkość bezwzględna
- D – średnica
- F – pole powierzchni
- k – wykładnik izentropy
- $K_m$  – współczynnik blokady przekroju
- l – praca właściwa
- $\dot{m}$  – strumień masy
- M – liczba Macha
- n – wykładnik politropy
- p – ciśnienie
- R – indywidualna stała gazowa/promień

---

<sup>1</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Stanisław Antas, Rzeszow University of Technology, 8 Powstańców Warszawy Ave., 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 8651501, e-mail: santas@prz.edu.pl

- $s$  – stała w równaniu ciągłości  
 $t$  – podziałka  
 $T$  – temperatura  
 $\alpha$  – kąt kierunkowy prędkości bezwzględnej  
 $\varepsilon$  – funkcja gazodynamiczna gęstości  
 $\lambda$  – liczba Laval  
 $\lambda_t$  – współczynnik tarcia  
 $\xi$  – współczynnik strat przepływu  
 $\pi$  – funkcja gazodynamiczna ciśnienia/spręż  
 $\rho$  – gęstość  
 $\tau$  – funkcja gazodynamiczna temperatury  
 $\sigma$  – stopień straty ciśnienia spiętrzenia  
 $q$  – względna gęstość strumienia masy

Indeksy:

- $/A$  – dotyczy parametru części osiowej sprężarki  
 $/R$  – dotyczy parametru części promieniowej sprężarki  
 $/S$  – dotyczy parametru sprężarki  
 $/gr$  – dotyczy parametru związanego z granicą pracy statecznej  
 $/kr$  – dotyczy parametru krytycznego  
 $/o$  – dotyczy parametru obliczeniowego  
 $/r$  – dotyczy parametru związanego z tarciem  
 $/zr$  – dotyczy parametru zredukowanego  
 $/1...6$  – dotyczy parametru związanego z odpowiednim przekrojem kontrolnym  
 $/^*$  – dotyczy parametru spiętrzenia

## 1. Wprowadzenie

Układ wylotowy sprężarki odśrodkowej służy do doprowadzenia sprężonego strumienia powietrza do jego odbiornika. Sprężone powietrze jest zatem kierowane dalej, do kolejnego zespołu silnika w określonym kierunku. Zadaniem układu wylotowego jednostopniowej lub dwustopniowej sprężarki promieniowej jest więc zebranie i odpowiednie skierowanie sprężonego czynnika do odbiorników różnych typów konstrukcyjnych. Wykonanie tego zadania powinno przebiegać w taki sposób, aby praca sprężarki poprzedzającej jej układ wylotowy nie ulegała zakłóceniu. W celu zapewnienia prawidłowej pracy sprężarki i odpowiednich osiągnięć silnika kształty układów wylotowych oraz ich rozwiązania konstrukcyjne należy odpowiednio i starannie dobrać. Trzeba zauważyć, że w przekroju wyjściowym końcowego dyfuzora sprężarki promieniowej prędkość czynnika zwykle znacznie przekracza wartość dopuszczalną, ze względu na prawidłową pracę odbiornika. Układy wylotowe sprężarek promieniowych stanowią zatem dyfuzory o różnych kształtach, w których następuje kontynuacja procesu sprężania powietrza kosztem wyhamowania strumienia. W przypadku lotniczego silnika turbiniowego układ ten, łącząc wylot ostatniego dyfuzora sprężarki z dyfuzorem komory spalania, doprowadza powietrze do komory spalania.

Układ wylotowy w postaci dyfuzora stożkowego sprężarki doładującej silnik tłokowy doprowadza czynnik do przewodów tłoczących, które są rurami o stałym przekroju, kierującymi strumień powietrza lub mieszanę paliwowo-powietrzną do poszczególnych cylindrów. Do najczęściej stosowanych we współczesnych konstrukcjach układów wylotowych sprężarek promieniowych należą:

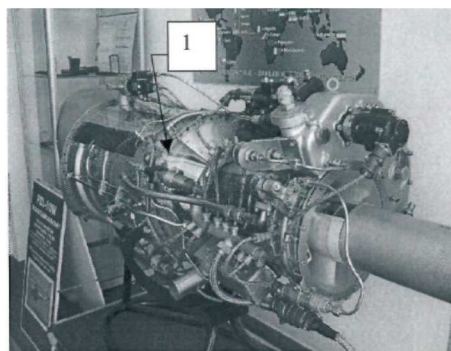
- dyfuzor typu łącznika,
- osiowy dyfuzor łopatkowy,
- dyfuzor stożkowy,
- dyfuzor typu kolana,
- dyfuzor zakrzywiony.

Ostatni z wymienionych układów wylotowych jest stosowany wyłącznie z dyfuzorem rurkowym sprężarki promieniowej lub osiowo-promieniowej [1, 2].

Należy zauważyć, że istnieje znaczna liczba publikacji dotyczących analizy parametrów czynnika przepływającego przez wlot, wirnik, dyfuzor bezłopatkowy i łopatkowy sprężarki promieniowej. Należy także zaznaczyć, że w dostępnej literaturze przedmiotu brakuje publikacji dotyczących kompleksowej analizy parametrów termicznych, kinematycznych i geometrycznych układów wylotowych sprężarek promieniowych i osiowo-promieniowych, z wyjątkiem [3, 4].

## 2. Osiowy dyfuzor łopatkowy

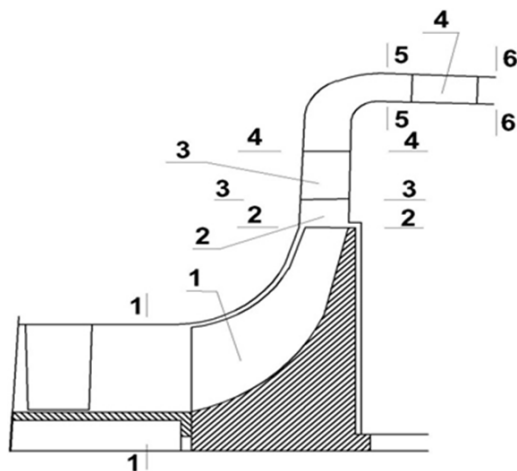
Osiowy dyfuzor łopatkowy jest klasycznym rozwiązaniem układu wylotowego sprężarki promieniowej oraz osiowo-promieniowej, a wypływający z niego strumień powinien mieć kierunek zbliżony do kierunku osi silnika [5]. Przykładami zastosowania tego typu konstrukcji układu wylotowego mogą być jedno-przepływowe silniki odrzutowe klasy małego ciągu ze sprężarką promieniową: angielski – NPT301 oraz francuski – Marbore VI. Osiowy dyfuzor łopatkowy jest również stosowany w konstrukcji sprężarek osiowo-odśrodkowych silników śmigłowych: rosyjskiego TWD-10B oraz francuskiego Astazou XX, a także w śmigłowym silniku produkcji polskiej – PZL-10W (rys. 1.) i francuskiej – Turmo IIC.



Rys. 1. Turbinowy silnik śmigłowy PZL-10W; 1 – osiowy dyfuzor łopatkowy

Fig. 1. PZL-10W turboshaft engine; 1 – axial vaned diffuser

Rysunek 2. przedstawia schemat stopnia sprężarki promieniowej z układem wylotowym typu osiowego dyfuzora łopatkowego z zaznaczonymi charakterystycznymi przekrojami kanału przepływowego. Indeksami 5 i 6 oznaczono przekrój wejściowy, a indeksami 2 i 3 – przekrój wyjściowy osiowego dyfuzora łopatkowego.



Rys. 2. Schemat stopnia sprężarki promieniowej z układem wylotowym typu osiowego dyfuzora łopatkowego; 1 – wirnik, 2 – promieniowy dyfuzor bezłopatkowy, 3 – promieniowy dyfuzor łopatkowy, 4 – osiowy dyfuzor łopatkowy  
Fig. 2. Scheme of radial compressor stage with the exhaust system of axial vane diffuser type; 1 – rotor, 2 – radial vaneless diffuser, 3 – radial vane diffuser, 4 – axial vane diffuser

Wyznaczanie parametrów termicznych i kinematycznych strumienia oraz parametrów geometrycznych osiowego dyfuzora łopatkowego może przebiegać w przedstawionej dalej kolejności. Temperatura spiętrzenia strumienia w przekroju wejściowym (5-5) oraz wyjściowym (6-6) jest określana z zależności dla przepływu izoenergetycznie odosobnionego w układzie wylotowym sprężarki:

$$T_6^* = T_5^* = T_4^* \quad (1)$$

Prędkość krytyczna dźwięku jest obliczana z relacji:

$$a_{kr6} = a_{kr5} = a_{kr4} = \sqrt{\frac{2kR}{k+1} T_4^*} \quad (2)$$

Liczbę Lavalą prędkości strumienia w przekroju wyjściowym:

$$\lambda_6 = \frac{c_6}{a_{kr6}} \quad (3)$$

przyjmuje się według autorów pracy [5] z zakresu  $\lambda_6 = 0,15-0,20$ .

Prędkość strumienia w przekroju wyjściowym dyfuzora osiowego oblicza się ze wzoru:

$$c_6 = \lambda_6 a_{kr6} \quad (4)$$



Otrzymana z relacji (4) wartość prędkości powinna się mieścić w przedziale  $C_6 = 80-140$  m/s.

Na podstawie wartości liczby Lavalą prędkości strumienia w przekroju wyjściowym można określić wartość funkcji gazodynamicznej temperatury [6]:

$$\tau(\lambda_6) = \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \lambda_6^2\right) \quad (5)$$

Temperaturę statyczną wyznacza się z zależności definicyjnej funkcji gazodynamicznej temperatury:

$$T_6 = T_6^* \tau(\lambda_6) \quad (6)$$

Stopień strat ciśnienia spiętrzenia w kanale łukowym, łączącym łopatkowy dyfuzor promieniowy z osiowym oraz w łopatkowym dyfuzorze osiowym wyznacza formuła [7]:

$$\sigma_{4,6} = 1 - \frac{k}{k+1} \xi_{4,6} \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \lambda_4^2\right)^{\frac{1}{k-1}} \lambda_4^2 \quad (7)$$

gdzie współczynnik strat przepływu w kanale łukowym łączącym dyfuzor promieniowy z osiowym oraz w dyfuzorze osiowym według autora pracy [8] przyjmuje wartości  $\xi_{4,6} = 0,35-0,42$  dla liczb Lavalą na wyjściu z dyfuzora łopatkowego promieniowego  $\lambda_4 = 0,39-0,43$ .

Wartość ciśnienia spiętrzenia strumienia w przekroju wyjściowym dyfuzora osiowego oblicza się z zależności definicyjnej stopnia strat ciśnienia spiętrzenia:

$$p_6^* = \sigma_{4,6} p_4^* \quad (8)$$

Po wyznaczeniu wartości funkcji gazodynamicznej ciśnienia strumienia w przekroju wyjściowym osiowego dyfuzora łopatkowego:

$$\pi(\lambda_6) = \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \lambda_6^2\right)^{\frac{k}{k-1}} \quad (9)$$

możliwe jest obliczenie ciśnienia statycznego strumienia w tym przekroju:

$$p_6 = p_6^* \pi(\lambda_6) \quad (10)$$

Chcąc otrzymać wartość pola powierzchni kanału przepływowego osiowego dyfuzora łopatkowego w przekroju wyjściowym  $F_6$ , określa się wartość funkcji gazodynamicznej, zwanej względną gęstością strumienia masy:

$$q(\lambda_6) = \lambda_6 \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \lambda_6^2\right)^{\frac{1}{k-1}} \left(\frac{k+1}{2}\right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (11)$$

Następnie z równania ciągłości uzyskuje się:

$$F_6 = \frac{\dot{m}\sqrt{T_6^*}}{sp_6^*q(\lambda_6)\sin\alpha_6K_{m6}} \quad (12)$$

gdzie współczynnik blokady przekroju  $K_{m6} = 0,97-0,98$ , natomiast kąt wypływu z dyfuzora osiowego  $\alpha_6 = 80-90^\circ$  [11].

Funkcję gazodynamiczną gęstości w przekroju wyjściowym (6-6) wyznacza się z formuły:

$$\varepsilon(\lambda_6) = \left(1 - \frac{k-1}{k+1}\lambda_6^2\right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (13)$$

Po obliczeniu wartości gęstości spiętrzenia strumienia z równania stanu:

$$\rho_6^* = \frac{p_6^*}{RT_6^*} \quad (14)$$

określa się wartość gęstości statycznej w przekroju wyjściowym dyfuzora osiowego:

$$\rho_6 = \rho_6^* \varepsilon(\lambda_6) \quad (15)$$

Sprawdzenie poprawności obliczonych parametrów w przekroju wyjściowym osiowego dyfuzora łopatkowego może przebiegać w następującym porządku:

- temperatura statyczna strumienia

$$T_6 = T_4 + \frac{C_4^2 - C_6^2}{\frac{2kR}{k-1}} \quad (16)$$

- praca sił tarcia podczas przepływu powietrza pomiędzy przekrojem wyjściowym promieniowego dyfuzora łopatkowego (4-4) a wyjściowym osiowego dyfuzora łopatkowego (6-6)

$$lr_{4,6} = \xi_{4,6} \frac{C_4^2}{2} \quad (17)$$

- wykładnik politropy sprężania w układzie wylotowym sprężarki

$$n_{4,6} = \frac{B}{B-1} \quad (18)$$

gdzie:

$$B = \frac{k}{k-1} - \frac{lr_{4,6}}{R(T_6 - T_4)} \quad (19)$$

- ciśnienie statyczne strumienia

$$p_6 = p_4 \left( \frac{T_6}{T_4} \right)^{\frac{n_{4,6}}{n_{4,6}-1}} \quad (20)$$

- ciśnienie spiętrzenia

$$p_6^* = p_6 \left( \frac{T_6^*}{T_6} \right)^{\frac{k}{k-1}} \quad (21)$$

- gęstość statyczna

$$\rho_6 = \frac{p_6}{RT_6} \quad (22)$$

- pole powierzchni kanału przepływowego

$$F_6 = \frac{\dot{m}}{c_6 \rho_6 K_{m6}} \quad (23)$$

Znajomość wartości pola powierzchni kanału przepływowego osiowego dyfuzora łopatkowego w jego przekroju wyjściowym umożliwia określenie średnicy wewnętrznej:

$$D_{6W} = \sqrt{D_{6Z}^2 - \frac{4F_6}{\pi}} \quad (24)$$

gdzie wartość średnicy zewnętrznej osiowego dyfuzora łopatkowego w przekroju wyjściowym  $D_{6Z}$  przyjmuje się ze względów konstrukcyjnych równą wartości średnicy zewnętrznej dyfuzora wlotowego komory spalania. Średnica średnia osiowego dyfuzora łopatkowego w przekroju wyjściowym jest obliczana z formuły:

$$D_{6sr} = \sqrt{\frac{D_{6Z}^2 + D_{6W}^2}{2}} \quad (25)$$

Następne zadanie polega na wyznaczeniu parametrów termicznych i kinematycznych strumienia oraz parametrów geometrycznych w przekroju wejściowym osiowego dyfuzora łopatkowego. Ciśnienie spiętrzenia strumienia w przekroju wejściowym osiowego dyfuzora łopatkowego określa się z zależności definicyjnej stopnia strat ciśnienia spiętrzenia:

$$p_5^* = \frac{p_6^*}{\sigma_{5,6}} \quad (26)$$

gdzie stopień strat ciśnienia spiętrzenia w kanale przepływowym osiowego dyfuzora łopatkowego  $\sigma_{5,6} = 0,97-0,98$  [8, 9].

Przyjmuje się promień średni kanału przepływowego w przekroju wejściowym osiowego dyfuzora łopatkowego w pierwszym przybliżeniu:

$$R_{5sr} = \frac{D_{6sr}}{2} \quad (27)$$

Składowa obwodowa prędkości bezwzględnej w przekroju wejściowym osiowego dyfuzora łopatkowego na promieniu średnim jest obliczana przy założeniu stałej cyrkulacji prędkości w kanale łączącym dyfuzor:

$$c_{5u} = \frac{c_{4u}R_4}{R_{5sr}} \quad (28)$$

Składowa osiowa prędkości bezwzględnej w przekroju wejściowym osiowego dyfuzora łopatkowego na promieniu średnim może być wyznaczana z formuły:

$$c_{5a} = c_{6a} + \Delta c_{a5,6} \quad (29)$$

gdzie składowa osiowa prędkości bezwzględnej w przekroju wyjściowym  $c_{6a} = c_6 \sin \alpha_6$ , natomiast jej spadek przyjmuje się zwykle z zakresu  $\Delta c_{a5,6} = (5-10)$  m/s.

Prędkość bezwzględna w przekroju wejściowym osiowego dyfuzora bezłopatkowego oraz jej kąt kierunkowy na promieniu średnim są określane z trójkąta prędkości:

$$c_5 = \sqrt{c_{5a}^2 + c_{5u}^2} \quad (30)$$

$$\alpha_5 = \arctg \frac{c_{5a}}{c_{5u}} \quad (31)$$

Liczba Laval'a prędkości bezwzględnej strumienia w przekroju wejściowym osiowego dyfuzora łopatkowego jest określana z zależności:

$$\lambda_5 = \frac{c_5}{a_{kr5}} \quad (32)$$

Funkcja gazodynamiczna – względna gęstość strumienia masy jest wyznaczana z relacji:

$$q(\lambda_5) = \lambda_5 \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \lambda_5^2\right)^{\frac{1}{k-1}} \left(\frac{k+1}{2}\right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (33)$$

Pole powierzchni osiowego dyfuzora łopatkowego w przekroju wejściowym oblicza się, opierając się na równaniu ciągłości:

$$F_5 = \frac{\dot{m} \sqrt{T_5^*}}{sp_5^* q(\lambda_5) \sin \alpha_5 K_{m5}} \quad (34)$$

gdzie współczynnik blokady przekroju  $K_{m5} = 0,97-0,98$  [9].

Na podstawie znanej wartości pola powierzchni  $F_5$  jest określana średnica wewnętrzna:

$$D_{5w} = \sqrt{D_{5sr}^2 - \frac{2F_5}{\pi}} \quad (35)$$

oraz zewnętrzna:

$$D_{5z} = \sqrt{\frac{4F_5}{\pi} + D_{5w}^2} \quad (36)$$

osiowego dyfuzora łopatkowego w jego przekroju wejściowym.

Należy zauważyć, że w przypadku osiowego dyfuzora łopatkowego ze stałą średnicą zewnętrzną:  $D_{5z} = D_{6z} = \text{idem}$ , po obliczeniu pola powierzchni  $F_5$  ze wzoru (34) wyznacza się wartość średnicy średniej oraz promienia średniego kanału przepływowego w jego przekroju wejściowym:

$$D_{5sr} = \sqrt{D_{5z}^2 - \frac{2F_5}{\pi}} \quad (37)$$

$$R_{5sr} = \frac{D_{5sr}}{2} \quad (38)$$

a następnie sprawdza się dokładność wyznaczonej wartości promienia średniego:

$$\left| \frac{R_{5sr}(27) - R_{5sr}(38)}{R_{5sr}(27)} \right| \cdot 100 \leq 0,1\% \quad (39)$$

Jeżeli relacja (39) jest spełniona, wówczas obliczenia można kontynuować. Przy braku jej spełnienia do obliczenia wartości składowej obwodowej na promieniu średnim  $c_{5u}$  (wzór (28)) podstawia się wartość promienia średniego (wzór (38)) i wykonuje drugie przybliżenie, przy czym dla kolejnych przybliżeń  $j$  oraz  $j+1$  określona zależnością (38) wartość powinna spełniać warunek:

$$\left| \frac{R_{5sr}^j(38) - R_{5sr}^{j+1}(38)}{R_{5sr}^j(38)} \right| \cdot 100 \leq 0,1\% \quad (40)$$

Względna wartość średnicy wewnętrznej na wejściu i wyjściu osiowego dyfuzora łopatkowego jest wyznaczana z zależności:

$$\overline{d_{5w}} = \frac{D_{5w}}{D_{5z}} \quad (41)$$

$$\overline{d_{6w}} = \frac{D_{6w}}{D_{6z}} \quad (42)$$

Wysokość łopatek w przekroju wejściowym i wyjściowym osiowego dyfuzora łopatkowego określają relacje:

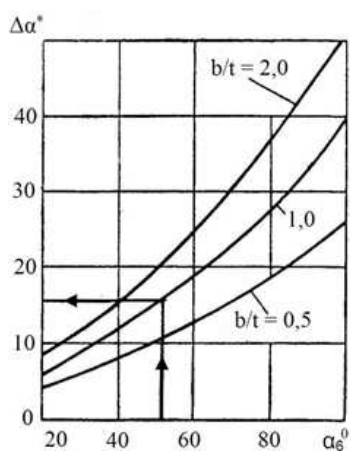
$$h_5 = \frac{D_{5z} - D_{5w}}{2} \quad (43)$$

$$h_6 = \frac{D_{6z} - D_{6w}}{2} \quad (44)$$

Kąt skrzywienia strumienia w palisadzie osiowego dyfuzora łopatkowego oblicza się z formuły definicyjnej tego kąta:

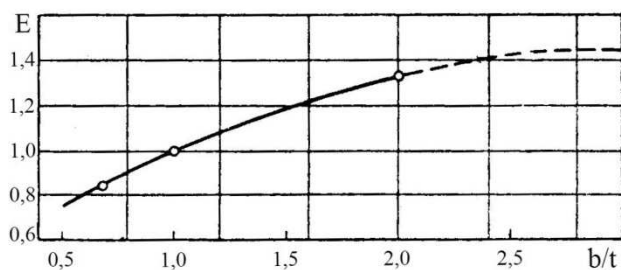
$$\Delta\alpha_{6,5} = \alpha_6 - \alpha_5 \quad (45)$$

Potrzebną gęstość palisady osiowego dyfuzora łopatkowego wyznacza się analogicznie do obliczania palisady wieńca dyfuzora stopnia osiowego sprężarki, wykorzystując wykresy przedstawione na rys. 3. i 4.



Rys. 3. Główna charakterystyka zakresów nominalnych palisady [10, 11]

Fig. 3. Cascade nominal deflection angle versus air outlet angle [10, 11]



Rys. 4. Zmiana wartości względnej nominalnego kąta skrzywienia w palisadzie przy zmianie gęstości palisady [9]

Fig. 4. Change of the relative value of cascade nominal deflection angle versus palisade solidity [9]

Z rysunku 3. określa się, zgodnie z wartością kąta  $\alpha_6$ , nominalną wartość kąta skręcenia w palisadzie  $\Delta\alpha^* = \Delta\alpha_{b/t=1}$  dla gęstości palisady  $b/t = 1$ , a następnie wydłuż stosunku  $E = \frac{\Delta\alpha_{6,5}}{\Delta\alpha_{b/t=1}}$  z rys. 4. wyznacza się potrzebną gęstość palisady na promieniu średnim  $(b/t)_{p\acute{s}r}$ . Znając potrzebną gęstość palisady na promieniu średnim, oblicza się potrzebną gęstość palisady u podstawy łopatek:

$$\left(\frac{b}{t}\right)_{pw} = \overline{d_{6w}} \left(\frac{b}{t}\right)_{p\acute{s}r} \quad (46)$$

Cięciwę profilu łopatki wieńca osiowego dyfuzora łopatkowego określa relacja:

$$b = \frac{D_{6z} - D_{6w}}{2\bar{h}} \quad (47)$$

gdzie wartości wydłużenia łopatek osiowego dyfuzora łopatkowego przyjmuje się z zakresu  $\bar{h} = 0,20-0,25$  [5].

Podziałka palisady łopatek osiowego dyfuzora łopatkowego na promieniu wewnętrznym jest obliczana z zależności:

$$t_{6w} = \frac{b}{\left(\frac{b}{t}\right)_{pw}} \quad (48)$$

Liczbę łopatek wieńca osiowego dyfuzora łopatkowego wyznacza się z formuły:

$$z_{OD} = \frac{\pi D_{6w}}{t_{6w}} \quad (49)$$

Otrzymaną liczbę łopatek zaokrągla się do liczby całkowitej, tzn. wyznacza się rzeczywistą, czyli skorygowaną liczbę łopatek osiowego dyfuzora  $(z_{OD})_{rz}$ , a następnie koryguje się wartość podziałki i gęstości palisady. Rzeczywista wartość podziałki palisady osiowego dyfuzora łopatkowego na średnicy wewnętrznej jest obliczana ze związku:

$$(t_{6w})_{rz} = \frac{\pi D_{6w}}{(z_{OD})_{rz}} \quad (50)$$

Ze względów technologicznych zaleca się spełnienie zależności:  $(t_{6w})_{rz} \geq 12$  mm. Określenie rzeczywistej wartości podziałki palisady  $(t_{6w})_{rz}$  umożliwia wyznaczenie rzeczywistej gęstości palisady osiowego dyfuzora łopatkowego:

$$\left(\frac{b}{t}\right)_{w\acute{r}z} = \frac{b}{(t_{6w})_{rz}} \quad (51)$$

gdyż  $b_w = b_z = b = \text{idem}$ .

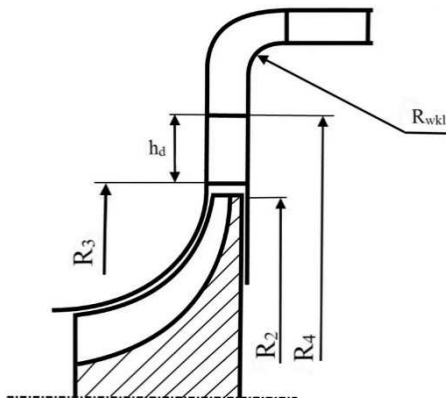
Zaleca się spełnienie relacji:  $\left(\frac{b}{t}\right)_{w rz} \leq 1,8-2,0$  oraz uzyskanie wartości gęstości palisady osiowego dyfuzora łopatkowego na promieniu średnim dla silników odrzutowych  $\left(\frac{b}{t}\right)_{\dot{s}r} = 1,5-1,9$ , natomiast dla silników śmigłowych i śmigłowcowych  $\left(\frac{b}{t}\right)_{\dot{s}r} = 1,35-1,8$ . Ważnym zagadnieniem konstrukcyjnym jest także prawidłowe zaprofilowanie przebiegu łukowego kanału łączącego promieniowy dyfuzor łopatkowy z osiowym dyfuzorem łopatkowym. Straty ciśnienia spiętrzenia związane ze zmianą kierunku przepływu ogranicza się przez zwiększenie promienia zagięcia kanału łączącego, umieszczonego pomiędzy dyfuzorem promieniowym a dyfuzorem osiowym. Wpływa to na wzrost sprawności zespołu, lecz jednocześnie prowadzi do zwiększenia średnicy zewnętrznej układu wylotowego sprężarki. Kształtując odpowiednio profil ścianki wewnętrznej i zewnętrznej kanału łączącego dyfuzory, otrzymuje się układ wylotowy o niskim współczynniku strat. Promień łuku wewnętrznej ścianki kanału łączącego dyfuzory (rys. 5.) wyznacza się na podstawie parametru zagięcia [12]:

$$B_p = \frac{R_{5w} - R_4}{h_d} \quad (52)$$

gdzie:  $R_{5w}$  – promień łuku wewnętrznej ścianki kanału łączącego dyfuzory na wylocie (promień wewnętrznej ścianki osiowego dyfuzora łopatkowego w przekroju wejściowym),  $R_4$  – promień zewnętrzny (wylotu) promieniowego dyfuzora łopatkowego,  $h_d$  – rozpiętość promieniowego dyfuzora łopatkowego wyznaczana z relacji:

$$h_d = R_4 - R_3 \quad (53)$$

W formule (53) przez  $R_3$  oznaczono promień wewnętrzny (wlotu) promieniowego dyfuzora łopatkowego.



Rys. 5. Schemat układu wylotowego typu osiowego dyfuzora łopatkowego sprężarki promieniowej z oznaczeniem charakterystycznych promieni

Fig. 5. Scheme of radial compressor with exhaust system of axial vaned diffuser type with designation of characteristic radiuses



Według autorów pracy [12] wartość parametru zagięcia kanału łączącego dyfuzory powinna się zawierać w przedziale  $B_p = 0,4-1,5$ . Niższe wartości parametru zagięcia dotyczą sprężarek lotniczych silników turbinowych, wyższe zaś sprężarek przemysłowych oraz sprężarek silników okrętowych i trakcyjnych.

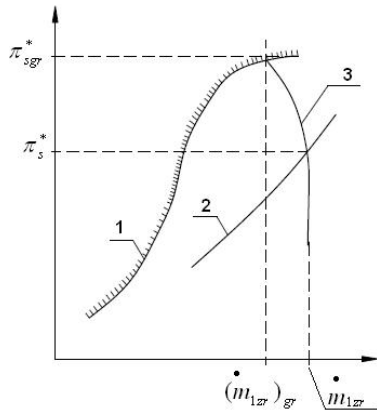
W konstrukcjach sprężarek promieniowych i osiowo-promieniowych silników lotniczych wszystkich typów szczególną uwagę poświęca się gabarytom i masie tej maszyny wirnikowej. Mając na względzie wysokie wartości ciągu czołowego oraz niskie wartości masy sprężarki wirnikowej, opierając się na rezultatach badań eksperymentalnych dyfuzorów bezłopatkowych i łopatkowych, przyjmuje się następujące wartości stosunków charakteryzujących średnie:  $D_3/D_2 = 1,05-1,15$  oraz  $D_4/D_3 = 1,25-1,35$  [7]. Według autorów pracy [12] dla sprężarek promieniowych i osiowo-promieniowych odrzutowych silników jedno-przepływowych i dwuprzepływowych zaleca się przyjmować wartości ilorazu średnic:  $D_4/D_2 = 1,3-1,5$ .

W przypadku ilorazu średnicy gabarytowej sprężarki do średnicy wylotu wirnika  $D_{6z}/D_2 > 1,4$  zasadniczą część sprężenia czynnika przebiega w promieniowym dyfuzorze łopatkowym, a osiągnięte wartości liczby Laval'a na wejściu osiowego dyfuzora łopatkowego są nieznaczne i zawierają się w przedziale  $\lambda_5 = 0,3-0,4$  [5]. Dla takich wartości liczb Laval'a łopatki dyfuzora osiowego wykonuje się o stałej grubości, a ich promień krawędzi natarcia i spływu jest równy połowie grubości profilu, natomiast linia szkieletowa stanowi łuk koła. Przy ilorazie  $D_{6z}/D_2 \leq 1,35$  rola osiowego dyfuzora łopatkowego w sprężaniu wzrasta, a jego łopatki stanowią profile sprężarkowe. Rosną też wartości liczby Laval'a w jego przekroju wejściowym  $\lambda_5 = 0,5-0,6$ . Niekiedy, ze względów technologicznych, wykonuje się osiowy dyfuzor łopatkowy ze stałymi średnicami kanału przepływowego na jego wlocie i wylocie.

### 3. Uwagi końcowe

Obliczeniowa wartość sprężu zarówno sprężarki promieniowej, jak i osiowo-promieniowej  $\pi_{s_0}^*$  powinna być większa od wartości sprężu sprężarki  $\pi_s^*$  zadanej w obliczeniach termogazodynamicznych silnika, a odpowiadającej wartości tego parametru na linii współpracy sprężarki i turbiny.

W lotniczym silniku turbinowym sprężarka bezpośrednio współpracuje z zasilanym przez nią całym kanałem przepływowym silnika, stanowiącym układ dławiający (przepustnicę na wylocie ze sprężarki). W układzie silnika wartość sprężu sprężarki  $\pi_s^*$  określa się zwykle podczas prób odbiorczych, mierząc jego wartość na linii współpracy sprężarki z napędzającą sprężarkę turbiną.



Rys. 6. Ilustracja określenia zapasu statecznej pracy sprężarki; 1 – granica pracy statecznej, 2 – linia współpracy S-TS, 3 – krzywa dławienia  $n_{Sgr} = \text{idem}$

Fig. 6. Illustration of determination for surge margin compressor; 1 – surge line, 2 – working line S-TS, 3 – corrected speed of impeller  $n_{Sgr} = \text{idem}$

Ilościową ocenę odległości linii współpracy S-TS od granicy statecznej pracy sprężarki (rys. 6.) umożliwia zapas statecznej pracy sprężarki, zdefiniowany wyrażeniem [13]:

$$\Delta K_S = \frac{\pi_{Sgr}^* / (\dot{m}_{1zr})_{gr} - \pi_S^* / \dot{m}_{1zr}}{\pi_S^* / \dot{m}_{1zr}} \quad (54)$$

gdzie:  $\dot{m}_{1zr}$  i  $(\dot{m}_{1zr})_{gr}$  – odpowiednio zredukowany strumień masy powietrza, określony na wlocie do sprężarki w punkcie współpracy i na granicy statecznej pracy przy  $n_{Sgr} = \text{idem}$ , natomiast:  $\pi_S^*$  i  $\pi_{Sgr}^*$  – odpowiednio spręż sprężarki na linii współpracy S-TS i na granicy statecznej pracy przy  $n_{Sgr} = \text{idem}$ .

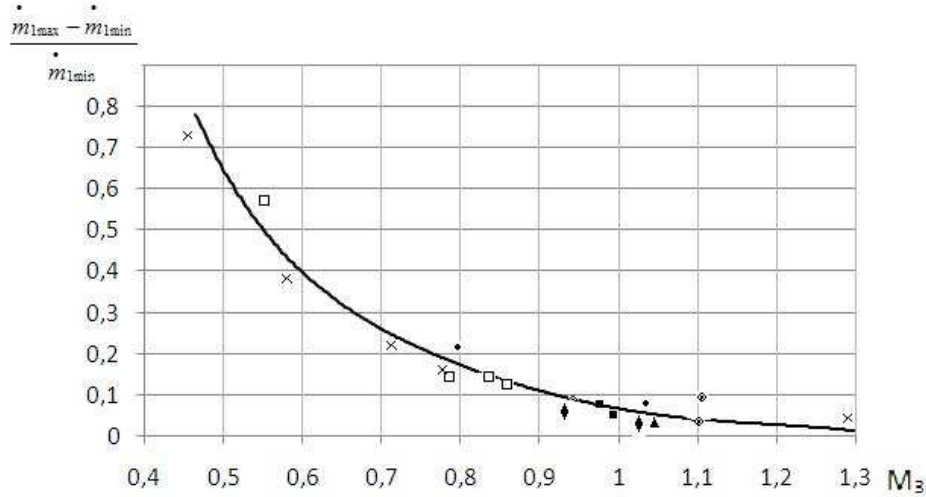
W zależności od typu konstrukcyjnego sprężarki, sposobu regulacji i zastosowania silnika zapas statecznej pracy wynosi zwykle:  $\Delta K_S = 0,1-0,2$  – w przypadku sprężarek promieniowych oraz  $\Delta K_S = 0,15-0,25$  w przypadku osiowych [5].

Badania eksperymentalne sprężarek promieniowych z promieniowymi dyfuzorami łopatkowymi wykazały silny wpływ liczby Macha prędkości strumienia w przekroju wejściowym, tj. gardzieli dyfuzora łopatkowego  $M_3$ , na przebieg krzywej dławienia sprężarki. Przebieg krzywej dławienia sprężarki promieniowej dla wybranej, obliczeniowej prędkości obrotowej charakteryzuje minimalna wartość strumienia masy powietrza w przekroju wejściowym sprężarki

$\left( \dot{m}_{1\min} \right) = \left( \dot{m}_{1zr} \right)_{gr}$ , odpowiadająca maksymalnej wartości jej sprężu

$\pi_{S\max}^* = \pi_{Sgr}^*$  oraz maksymalna wartość strumienia masy powietrza w przekroju

wejściowym sprężarki  $\dot{m}_{1max} = \dot{m}_{1zr}$ , stanowiące odcięta pionowego odcinka charakterystyki, którego rzędna w najwyższym punkcie odpowiada sprężowi  $\pi_s^*$  na linii współpracy S-TS [5]. Zaczerpnięty z pracy [5] rys. 7. ilustruje zależność  $(\dot{m}_{1max} - \dot{m}_{1min}) / \dot{m}_{1min} = f(M_3)$ , uzyskaną na podstawie rezultatów badań eksperymentalnych wielu sprężarek ośrodkowych zawierających promieniowy dyfuzor łopatkowy.



Rys. 7. Zależność ilorazu  $(\dot{m}_{1max} - \dot{m}_{1min}) / \dot{m}_{1min}$  od liczby Macha  $M_3$  w przekroju wejściowym promieniowego dyfuzora łopatkowego

Fig. 7. Dependence of quotient  $(\dot{m}_{1max} - \dot{m}_{1min}) / \dot{m}_{1min}$  versus Mach numer  $M_3$  at entrance section of radial vaned diffuser

Z rysunku 7. wynika bezpośrednio, że ze wzrostem liczby Macha  $M_3$  maleje wartość parametru  $(\dot{m}_{1max} - \dot{m}_{1min}) / \dot{m}_{1min}$ , a dla  $M_3 > 1,2$  krzywa dławienia przebiega niemal pionowo. Analogiczną zależność, typu  $\frac{(\dot{m}_{1max} - \dot{m}_{1min})}{\dot{m}_{1max}} = f(\pi_s^*)$  podaje Japikse w pracy [14]. Przy uwzględnieniu tego, spręż obliczeniowy, na którego wartość projektuje się sprężarkę promieniową, powinien zapewniać jej pracę z zadowalającą wartością zapasu statecznej pracy, zatem  $\pi_{Sgr}^* = \pi_{So}^*$  i relację (54) można także zapisać w następującej postaci:

$$\Delta K_S = \frac{\pi_{So}^* / \dot{m}_{1min} - \pi_S^* / \dot{m}_{1max}}{\pi_S^* / \dot{m}_{1max}} \tag{55}$$

skąd obliczeniowa wartość sprężu sprężarki promieniowej:

$$\pi_{So}^* = \frac{(1 + \Delta Ks) \pi_s^*}{1 + (m_{1\max} - m_{1\min}) / m_{1\min}} \quad (56)$$

lub

$$\pi_{So}^* = \frac{(1 + \Delta Ks) \pi_s^*}{1 + \bar{m}} \quad (57)$$

gdzie

$$\bar{m} = \frac{m_{1\max} - m_{1\min}}{m_{1\min}} \quad (58)$$

Obliczeniowa wartość sprężu sprężarki promieniowej jest wyznaczana ze wzorów (56) lub (57), po przyjęciu wartości jej zapasu statecznej pracy  $\Delta Ks$  liczby Macha  $M_3$  oraz określeniu parametru  $\bar{m}$  (rys. 7.). Na wartość liczby Macha  $M_3$  istotny wpływ wywiera stosunek średnicy wyjściowej  $D_3$  do wejściowej  $D_2$  dyfuzora bezłopatkowego. We współczesnych konstrukcjach sprężarek promieniowych lotniczych silników turbinowych stosunek średnic zwykle zawiera się w przedziale wartości  $D_3/D_2 = 1,05-1,10$  [10]. Przedstawioną na rys. 7. zależność można wykorzystać dla doboru odpowiedniej wartości tego stosunku średnic. Według pracy [5] w przypadku  $M_3 < 1,2$  dla wyboru stosunku średnic  $D_3/D_2$  odpowiadającego wybranej wartości liczby Macha  $M_3$  można wykorzystać przybliżoną zależność:

$$\frac{D_3}{D_2} = \frac{\bar{M}}{1 + a'(\bar{M} - 1)} \quad (59)$$

gdzie:

$$\bar{M} = \sqrt{\frac{\frac{1}{M_3^2} + 0,2}{\frac{1}{M_2^2} + 0,2}} \quad (60)$$

$$a' = \frac{\lambda_t D_2}{8 \operatorname{tg} \alpha_2 b_2} \quad (61)$$

W przedstawionych relacjach oznaczono przez:

$D_2$  – średnicę wirnika na wylocie,

$b_2$  – szerokość kanału wylotowego wirnika (wysokość łopatek),

$\alpha_2$  – kąt kierunkowy prędkości bezwzględnej w przekroju wyjściowym wirnika,

$\lambda_t$  – współczynnik tarcia ( $\lambda_t = 0,03$ ),

$M_2$  – liczbę Macha prędkości bezwzględnej w przekroju wyjściowym wirnika.

Z kolei według R.H. Aungiera [15]:

$$\frac{D_3}{D_2} = 1 + \alpha_3 / 360 + M_2^2 / 15 \quad (62)$$

gdzie  $\alpha_3$  – kąt kierunkowy prędkości bezwzględnej w przekroju wyjściowym dyfuzora bezłopatkowego.

Sprężarka osiowo-odśrodkowa jest najkorzystniejszym wariantem dla śmigłowych i śmigłowcowych silników turbinowych o małych strumieniach masy powietrza  $\dot{m} = 2-6$  kg/s i umiarkowanych sprężach  $6 \leq \pi_s^* \leq 12$ . W sprężarce osiowej, przy wspomnianych wydatkach i sprężach, łopatki końcowych stopni są zbyt krótkie, co wpływa ujemnie na wartość jej sprawności izentropowej. Szczegółową procedurę rozdziału sprężu sprężarki osiowo-promieniowej  $\pi_s^*$  pomiędzy część osiową  $\pi_{SA}^*$  i odśrodkową  $\pi_{SR}^*$  podano w pracy [16]. Ponieważ spręż sprężarki osiowo-odśrodkowej jest iloczynem spręży jej części składowych:

$$\pi_s^* = \pi_{SA}^* \pi_{SR}^* \quad (63)$$

to obliczeniową wartość sprężu sprężarki osiowo-promieniowej określa relacja:

$$\pi_{s_o}^* = (\pi_{SA}^*)_o (\pi_{SR}^*)_o \quad (64)$$

gdzie obliczeniowa wartość sprężu części osiowej sprężarki jest wyznaczana analogicznie do sprężarki osiowej:

$$(\pi_{SA}^*)_o = \pi_{SA}^* \left( 1 + \frac{\pi_{SA}^*}{100} \right) \quad (65)$$

Obliczeniowa wartość sprężu części promieniowej sprężarki osiowo-odśrodkowej  $(\pi_{SR}^*)_o$  może być obliczana z formuły (56) lub (57).

Obliczenia układu wylotowego, a zarazem obliczenia przepływowe sprężarki promieniowej lub osiowo-promieniowej, można uważać za poprawne, jeśli w rezultacie obliczeń uzyskano rzeczywistą wartość sprężu obliczeniowego sprężarki, definiowanego jako stosunek ciśnienia spiętrzenia w przekroju wyjściowym układu wylotowego  $P_{wyl}^*$  do ciśnienia spiętrzenia w przekroju wejściowym sprężarki  $P_1^*$ :

$$(\pi_{So}^*)_{rz} = \frac{P_{wyl}^*}{P_1^*} \quad (66)$$

zbliżoną do wartości teoretycznej (wzory (56) lub (57) oraz (64)). Zaleca się, aby błąd względny wartości wymienionych spręży nie przekroczył dla projektu wstępnego 1% [7], a dla projektu koncepcyjnego 5% [8, 17].

Jeżeli błąd względny rzeczywistej wartości sprężu obliczeniowego (wzór (66)) oraz wartości teoretycznej na początku obliczeń przepływowych sprężarki (formuły (56) lub (57) oraz (64)) przekracza wartość dopuszczalną, to obliczenia sprężarki należy powtórzyć, przyjmując inną wartość sprawności hydraulicznej – mniejszą przy  $(\pi_s^*)_{orz} < \pi_{So}^*$  i większą, gdy  $(\pi_{So}^*)_{rz} > \pi_{So}^*$ . Zagadnienie doboru obliczeniowej wartości sprężu sprężarki promieniowej i osiowo-odśrodkowej w przypadku zastosowania dyfuzora rurkowego przedstawiono szczegółowo w pracy [3].

#### 4. Wnioski

W oryginalnej metodzie analizy parametrów termicznych, kinematycznych oraz geometrycznych układu wylotowego typu osiowego dyfuzora łopatkowego wykorzystano równania zachowania energii, masy i momentu pędu oraz definicje stosowane w teorii maszyn wirnikowych w odniesieniu do przepływu jednowymiarowego przez ten zespół. Metodę zaleca się stosować podczas realizacji projektu koncepcyjnego sprężarki. Osobnym, ważnym zagadnieniem do rozwiązania w trakcie prowadzenia projektu koncepcyjnego sprężarki promieniowej i osiowo-promieniowej z promieniowym dyfuzorem łopatkowym jest odpowiedni wybór jej sprężu obliczeniowego. Podane w pracy relacje (56) i (57) umożliwiają racjonalne określenie wartości sprężu obliczeniowego sprężarki odśrodkowej z promieniowym dyfuzorem łopatkowym, natomiast relacje (64) oraz (65) – wyznaczenie tego parametru dla sprężarki osiowo-odśrodkowej. Niniejszy artykuł jest pierwszą na świecie publikacją dotyczącą zagadnień projektu koncepcyjnego osiowego dyfuzora łopatkowego.

## Literatura

- [1] Antas S.: Dyfuzor rurkowy sprężarki promieniowej i osiowo-promieniowej, ZN PRz, Mechanika, 30 (2013) 213-228.
- [2] Antas S.: Pipe diffuser for radial and axial – centrifugal compressors, Int. J. Turbo Jet Engines, 31 (2014) 29-36.
- [3] Antas S.: Dyfuzor zakrzywiony (o kontrolowanym zarysie), ZN PRz, Mechanika, 30 (2013) 353-373.
- [4] Antas S.: Układ wylotowy typu łącznika sprężarki promieniowej, ZN PRz, Mechanika, 30 (2013) 95-107.
- [5] Dmitriewskij W.I.: Gazodynamiczeskij rasczot i profilowanie stupieni centrobieżnogo kopriessora, Techniczeskij otczet, No. 137 CIAM, Moskwa 1960.
- [6] Antas S., Lesikiewicz A.: Teoria silników przepływowych. Funkcje gazodynamiczne, OW PRz, Rzeszów 1987.
- [7] Biełousow A.N., Musatkin N.F., Radko W.M.: Teorija i rasczot awiacionnych łopatocznych maszyn, Samarskij Gosudarstwiennoj Aerokosmiczeskij Institut, Samara 2003.
- [8] Kenny D.P.: A novel low-cost diffuser for high-performance centrifugal compressors, J. Eng. Power, 91 (1969) 37-47.
- [9] Cholscewnikov K.W.: Teoria i rasczot awiacyonnych łopatocznych maszin, Maszinoostrojenie, Moskwa 1970.
- [10] Dzygadło Z. i in.: Zespoły wirnikowe silników turbinowych, WKiŁ, Warszawa 1982.
- [11] Podobujew Ju. S., Sielezniew K.P.: Teorija i rasczot osiewych i centrobieżnych kopriessorow, Maszgiz, Moskwa 1957.
- [12] Walsh P.P., Fletcher P.: Gas Turbine Performance. Second Edition, Blackwell Science Ltd., Oxford 2004.
- [13] Antas S.: Ocena wpływu wybranych metod modyfikacji maszyn wirnikowych turbinowych silników śmigłowych i śmigłowcowych na zapas statecznej pracy sprężarki, OW PRz, Rzeszów 2006.
- [14] Japikse D.: Decisive factors in advanced centrifugal compressor design and development, Concepts ETI, Inc. Wilder, Vermont 2006.
- [15] Aungier R.H.: Centrifugal compressors. A. Strategy for Aerodynamic Design and Analysis, ASME Press., New York 2000.
- [16] Antas S., Wolański P.: Obliczenia termogazodynamiczne lotniczych silników turbinowych, Wydawnictwa Politechniki Warszawskiej, Warszawa 1989.
- [17] Stieczkin B.S.: Teorija rieaktiwnych dwigatielej. Vol. 2, Łopatocznyje maszyny, Oborongiz, Moskwa 1956.

## THE DOWNSTREAM SYSTEM OF VANED AXIAL DIFFUSER TYPE FOR RADIAL COMPRESSOR

### Abstract

The vaned axial diffuser is the exhaust system of the centrifugal or axial-centrifugal compressor flow channel where the change of flow direction takes place from radial direction to the direction

defined by the axis of the combustion chamber. The paper presents a method for determining flow parameters at the outlet section downstream duct of a radial or axial-radial compressor. The analysis includes the exhaust system in the form of vaned axial diffuser type (straightening vanes, de-swirl cascade). The suitable method of determining geometrical parameters for this exhaust diffuser is also presented there. The mentioned method (for conceptual design of compressor) is based on the equation of energy conservation, equation of continuity, first and second law of thermodynamics, Euler's moment of momentum equation, gas dynamics functions and definitions used in the theory of turbo-machines. The final part of the article includes principles for selection of computational value pressure ratio for the compressor with radial vaned diffuser and conclusions.

**Keywords:** radial compressor, exhaust duct, vaned axial diffuser

DOI: 10.7862/rm.2018.10

*Przesłano do redakcji: 23.03.2018*

*Przyjęto do druku: 20.04.2018*



Igor BARÉNYI<sup>1</sup>  
Maroš ECKERT<sup>2</sup>  
Jozef MAJERÍK<sup>3</sup>  
Ján BEZECNÝ<sup>4</sup>

## AFM AND NANOINDENTATION STUDY OF SELECTED ALUMINIUM ALLOYS

The structure of EN AW 6082 aluminium alloy is investigated in this paper. Atom force microscopy (AFM) is used to identify present phases and their morphology. AFM enabled to observe even the precipitates, their size and distribution. In the next step, some structure constituent described by AFM were evaluated by the nanoindentation process to determine their local mechanical properties, such as nanohardness and reduced modulus.

**Keywords:** aluminium alloy, structure constituent, nanoindentation, precipitates

### 1. Introduction

Aluminium alloy of EN AW 6082 (AlSi1MgMn) is a medium-strength alloy with excellent corrosion resistance. Within the alloys series 6xxx has the highest strength and is also known as a structural alloy that is used for construction parts of various machines and equipment, also in the automotive industry. The alloy has excellent mechanical properties, wear resistance and low density. The alloy, in the form of plates, especially designed for machining. As a relatively new alloy, the older EN AW 6061 has been replaced in many applications for its higher strength.

Adding a large amount of manganese affects the grain size, which results in an increase in alloy strength. It is rather difficult to produce a thin wall or a complicated extruded shape from the EN AW 6082 alloy, and the finished surface is not as smooth as that of similar 6xxx series alloys. In the T6 and T651 heat treatment, the EN AW 6082 alloy is well machined and forms continuous chips.

---

<sup>1</sup> Corresponding author/autor do korespondencji: Igor Barényi, Alexander Dubcek University of Trencin, Studentska 2, Trencin, Slovakia, e-mail: igor.barenyi@tnuni.sk

<sup>2</sup> Maroš Eckert, Alexander Dubcek University of Trencin, e-mail: maros.eckert@tnuni.sk

<sup>3</sup> Jozef Majerík, Alexander Dubcek University of Trencin, e-mail: jozef.majerik@tnuni.sk

<sup>4</sup> Ján Bezečný, Alexander Dubcek University of Trencin, e-mail: jan.bezecny@tnuni.sk

The EN AW 6082 alloy is mainly alloyed with magnesium and silicon. At higher magnesium content, they tend to increase the strength of the hardened alloy by forming fine  $Mg_2Si$  precipitates. Silicon improves mechanical properties by changing the shape of grains. Apart from major alloying elements, chromium and manganese are added to the alloy, forming dispersion particles. These are larger than other precipitates and can act as nucleation points for precipitates and concurrently have good thermal stability.

In aluminium alloys Fe is the most common impurity, which is manifested by formation of the intermetallic phases Al-Fe, Al-Fe-Si and Al-Fe-Mn-Si, depending on the type of alloy. The solubility of Fe in Al is very low, therefore, in commercial aluminium alloys, primary Fe particles are always present. In the 6xxx alloy series containing Fe, Si and Mn, particles of  $Al_3FeSi$ ,  $Al_{12}(Fe_xMn_{(1-x)})_3$  Si and  $Mg_2Si$  are formed during solidification [1, 2]. Cast microstructures are dendritic; AlFeSi phases and coarse particles of  $Mg_2Si$  are preferably secreted in the interdendritic areas.

Improvement of the mechanical properties of this type of aluminium alloy is possible by forming and also by means of heat treatment consisting of solution treatment, quenching in water, and natural or artificial ageing. From unstable saturated solid solution (SSSS), the alloy becomes almost stable during aging. The process precipitates formation should be according to the following scheme: SSSS  $\rightarrow$  GP zone  $\rightarrow$  pre- $\beta''$  ( $(Al+Mg)_5Si_6$ )  $\rightarrow$   $\beta''$  ( $Mg_5Si_6$ ,  $Al_3MgSi_6$ )  $\rightarrow$   $\beta'$  ( $Mg_9Si_5$ ),  $B'$ , U1 ( $MgAl_2Si_2$ ,  $MgAl_4Si_5$ ), U2 ( $Mg_2Al_4Si_5$ ,  $MgAlSi$ )  $\rightarrow$   $\beta$  ( $Mg_2Si$ ). GP zones representing meta-stable phases (or precipitates), are crystallographically coherent with the matrix and their fine dispersion improving the mechanical properties of the alloy. The coherent meta-stable phase  $B'$ , U1 and U2 coexist with the transformation of  $\beta$  [3, 4]. An increase in the ratio of Mg:Si also increases the strength of the alloy [5]. Copper addition to the alloy creates a precursor  $Q'$  phase ( $Al_4CuMg_6Si_6$ ) and stable Q phase ( $Al_4Cu_2Mg_8Si_7$ ). Due to the low diffusion of Cu into  $\alpha$ -Al and subsequent coarsening of the  $Q'$  phase the alloys are thermally stable [6-8]. On the other hand, alloys with copper have less corrosion resistance.

## 2. Material and methods

As an experimental material, EN AW 6082-T651 aluminum alloy was used in this paper. The heat treatment was set to T651 – solution heat treatment, stress relief by stretching and then artificially ageing. The examined samples were prepared in the longitudinal and transverse directions. Due to the fact that the objective of the article was to examine the precipitates, most attention was paid to examination of the sample prepared in the transverse direction. Basic chemical composition of the experimental material measured by Spectrolab Jr CCD spectral analyser is in Tab. 1. Microstructure of the experimental sample observed by using optic metallography is in Fig. 1. White base matrix of the solid solution  $\alpha$  (Si in

Al) with regularly distributed  $Mg_2Si$  dark particles are visible only at the 1000x magnification. Morphology or presence of other possible phases is one of the goals in the presented experiments.

Table 1. Chemical composition of EN AW 6082-T651 (wt.%)

Element	Si	Mg	Mn	Fe	Zn	Cu	Ti	Cr	Al
wt.%	0.947	0.619	0.551	0.495	0.119	0.078	0.025	0.029	97.02

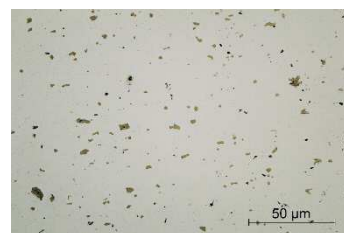


Fig. 1. Microstructure of EN AW 6082-T651 in transverse direction

AFM (Atomic Force Microscopy) is an uncommonly used method for investigating the micro and nano structures of metallic materials. The principle of this microscope is to scan the sample surface with a very small tip, which has a tip-radius of only a few nanometers. Thanks to this, it is possible to obtain a surface image with depth information; the height of artifacts on the surface, also known as topography of surface. With the development of AFM, other ways of scanning the surface have come, together with the possibility of examining other surface properties of samples, such as electrostatic, thermal or magnetic ones. In the material sciences, the most interesting modes are those that measure Young module, indentation, hardness or dissipation. The Oxford Instruments MFP-3D Infinity AFM microscope on which measurements have been done, enables exploring material properties using the AM-FM Viscoelastic Mapping Mode.

The AM-FM mode can register nanomechanical properties of materials across a wide range of Young modules (from less than 1 MPa to hundreds of GPa), from biomaterials to metals and ceramics. The AM-FM mode obtains results by working at two cantilever resonances simultaneously (Fig. 2). As the name suggests, the first resonance is used for tapping mode imaging, also known as amplitude modulation (AM), while the resonance mode works with frequency modulation (FM). In the case of resonances, the cantilever frequency and phase respond sensitively to changes in sample properties.

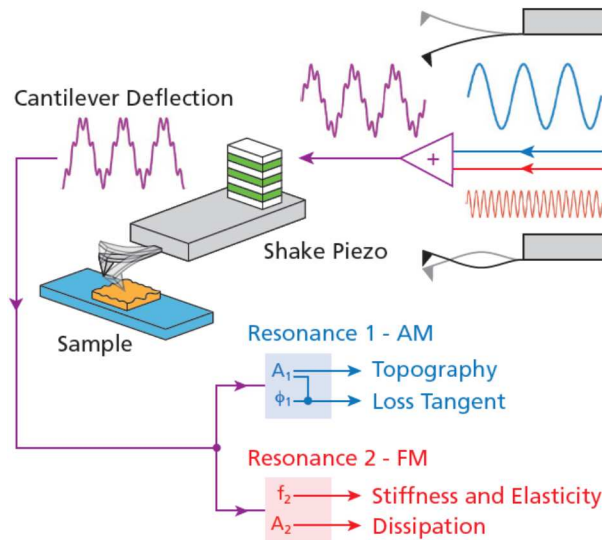


Fig. 2. Schematic of the operation in AM-FM mode

The AM-FM mode has its roots in multi-frequency and bimodal AFM microscope modes. Signals from two oscillators are summarized and sent to a piezo element that operates in two selected modes at the same time. The first and second bending resonance are most often used, but a third or even higher resonances can be used. The cantilever reaction is analyzed in two ways. The lower cantilever resonance operates in AM mode. The amplitude and phase at a fixed frequency are measured by a lock-in amplifier. The AFM also uses the amplitude for feedback control, adjusting the cantilever's vertical position to maintain the amplitude at the setpoint value. The second lock-in measures the phase operates in the FM mode. An automatic gain control circuit monitors the phase and adjusts the drive frequency to maintain the phase at  $90^\circ$ . The output drive voltage signal contains information on viscous or dissipative forces. The output response frequency describes the elastic tip-sample interactions. Basically, higher frequency means greater stiffness or modulus. A parameter describing mechanical properties of the surface is also the indentation. Indentation represents deformation of the surface when the tip is tapping on the surface. Larger indentation or deformation means less surface hardness. It is also possible to get high surface resolution based on the mechanical surface properties in the dissipated channel. This channel measures the amount of energy dissipated from the tapping tip onto the sample. All of these channels often provide much better resolution and provide a better view of the sample surface than just ordinary height channel.

Quasistatic nanoindentation tests involve pushing a diamond tipped indenter head into a material under either load or displacement control. The displacement ( $h$ ) is monitored as a function of the load ( $P$ ) throughout the load-unload cycle,

where the resulting relation  $P-h$  is called the nanoindentation curve. However, elastic – plastic contact occurs in real materials. There were both plastic and elastic deformations during the indentation test on the examined material surface. Once the forces are no longer applied, the elastic part of deformation is recovered, where the plastic part remains in a form of indent (impress) on the material surface [9]. The plastic part of deformation is typically used to determine Young's Modulus, while the elastic-plastic part both with indented surface is used to evaluate the hardness. The area bounded by both loading and unloading curves is equivalent to dissipation energy. Hardness ( $H$ ) is defined as the contact pressure under the indenter:

$$H = \frac{P}{A_c} \quad (1)$$

where  $P$  is the load and  $A_c$  is the projected contact area calculated at a depth of indentation  $h$ . The initial slope ( $S$ ) of the unloading curve can be related to the elastic modulus of the material using the equation:

$$S = \frac{dP}{dh} = \frac{2E_r\sqrt{A_c}}{\sqrt{\pi}} \quad (2)$$

where:  $S$  is the initial slope of the unloading curve or contact stiffness,  $P$  is the applied load and  $E_r$  is the reduced modulus.

As the measured displacement in a nanoindentation experiment is a combination of the displacement of the indenter tip as well as the specimen, the specimen modulus ( $E_s$ ) can be related to the reduced modulus ( $E_r$ ) using equation 3 provided the indenter modulus ( $E_i$ ) is known and the Poisson's ratios of the specimen and indenter ( $\nu_s$  and  $\nu_i$  respectively) are known or can be estimated:

$$\frac{1}{E_r} = \frac{1-\nu_s^2}{E_s} + \frac{1-\nu_i^2}{E_i} \quad (3)$$

When determining material properties such as hardness and elastic modulus, a three-sided diamond pyramid (the angle between centre axis and faces  $\alpha = 62.25^\circ$ ) indenter known as the Berkovich indentation tip is commonly used. According to some authors [10, 11] the diamond indenter behaves rigidly and equation 3 can be reduced to equation 4 by assuming  $E_i$ . When determining material properties such as hardness and elastic modulus a three-sided diamond pyramid indenter known as Berkovich indentation tip (can be seen in Fig. 4) is commonly used:

$$\frac{1}{E_r} = \frac{1-\nu_s^2}{E_s} \quad (4)$$

### 3. Results and discussion

AF-FM Viscoelastic mode was used to show nanostructures and precipitates in the EN AW 6082 aluminum alloy, in which it is possible to differentiate the particles on the sample surface on the basis of their different mechanical properties. From the measurement point of view, it is preferable to measure relative frequency shifts as the absolute amplitude or height shift measurement. Relative measurements reduce common sources of systematic errors, while smaller bandwidths in frequency selective methods also mean less noise. Both effects lead to greater accuracy and better resolution [12].

AFM images were created with AC 160TS cantilever with a resonance frequency of 200-300 kHz. For images with a large size (50-90  $\mu\text{m}$ ) and relatively small magnification, it was best to use the output from the frequency channel that provided the best sharpness of contrast. Figure 3 shows the  $\text{Al}_x(\text{Fe,Mn})_y\text{Si}_z$  phase from the frequency channel. This phase in the height channel cannot be identified like optical microscopy without surface etching. The picture also shows that the phase has a greater stiffness than the surrounding  $\alpha$  (Al-Si) matrix. Figure 4 shows the output from the channels obtained in the AM-FM mode with relatively large magnification. As it can be seen from in the images, the height channel provides a non-sharpened image of particles of different sizes. Conversely, other channels, such as dissipation, frequency and indentation provide sharp particle imaging as well as very fine precipitates of only a few dozen nanometers.

A similar magnification and resolution would only be possible with TEM microscopy (Transmission Electron Microscopy), but the preparation of the sample is much more complex than for AFM, as a standard polished metallographic sample is sufficient. In Fig. 3b-d it is possible to see larger particles of several hundred nanometres, which may be intermetallic particles and larger precipitates. Furthermore, very dispersive spherical precipitates can be seen there. These particles should represent GP zones or other intermediate precipitations.

The size and distribution of very small precipitates was evaluated using a grain and particle evaluation program on AFM images Gwyddion. In Fig. 5 one can see indicated red precipitates from which the particle size distribution was constructed. The particle size was evaluated using an equivalent radius of circular particle having the same surface area as a real particle. The particles were measured and selected from a surface of  $1 \times 1 \mu\text{m}^2$ .

The size of very fine precipitates expressed in the form of the equivalent radius is shown graphically in Fig. 6. It can be seen that most precipitates (up to 18%) are about 2.5 nm (diameter 5 nm). With the increasing size of precipitates, their frequency of occurrence decreases. Table 2 shows statistical data of the size of precipitates, the average equivalent precipitate radius is 8.255 nm and the median, i.e. the value about/below which 50% of all precipitates are, amounts 5.42 nm.

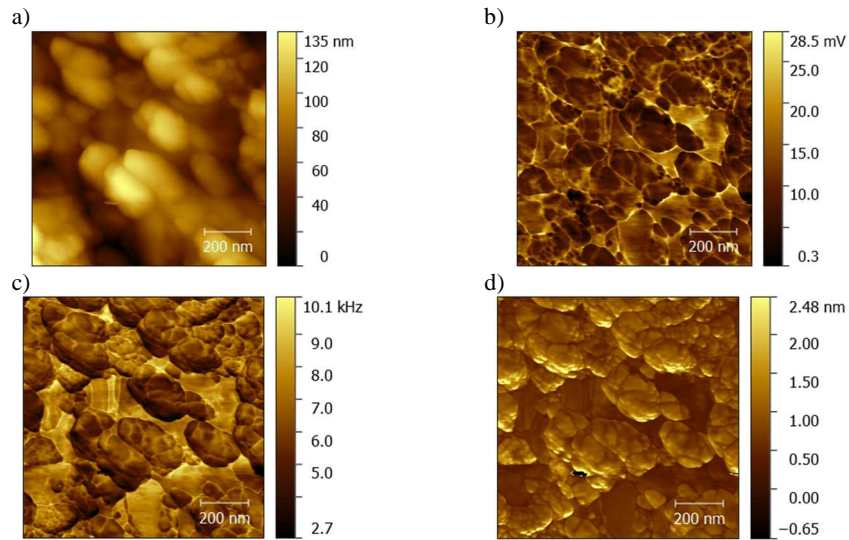


Fig. 3. AM-FM mode images of: a) Height channel, b) Dissipation channel, c) Frequency channel, d) Indentation channel

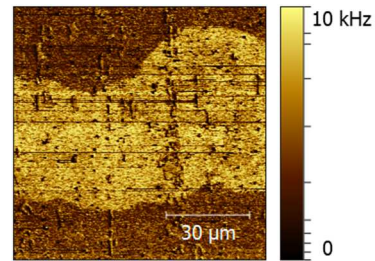


Fig. 4. Frequency channel image of grain

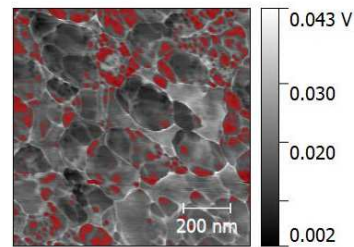


Fig. 5. Highlight of the precipitates

Nanoindentation analysis is focused on main microstructure parts revealed through the microstructure study by AFM and optic microscopy. Selected surface area was scanned by SPM by using nanoindentation probe first. In the next step, nanoindentation process was performed on selected location in the SPM image. There is an SMP image of a big  $Mg_2Si$  particle in Fig. 7a and little particles of

$\text{Al}_x(\text{Fe,Mn})_y\text{Si}_z$  type phase in Fig. 7b. Nanoindentation positions are also depicted in both figures. The measured values of nanoindentation hardness  $H$  and the reduced elastic modulus  $E_r$  for all evaluated positions and their description are in Table 3. Some measured positions were placed in a solid solution  $\alpha$  (Al-Si). A particle of  $\text{Mg}_2\text{Si}$  has relatively higher hardness in comparison to  $\alpha$  matrix, but its Young modulus is lower. The measured  $\text{Al}_x(\text{Fe,Mn})_y\text{Si}_z$  type particles have higher (but comparable) values of both hardness and modulus than the  $\alpha$  matrix. Similarity between mechanical properties of these two structure constituents indicate some coherency between their crystalline structures.

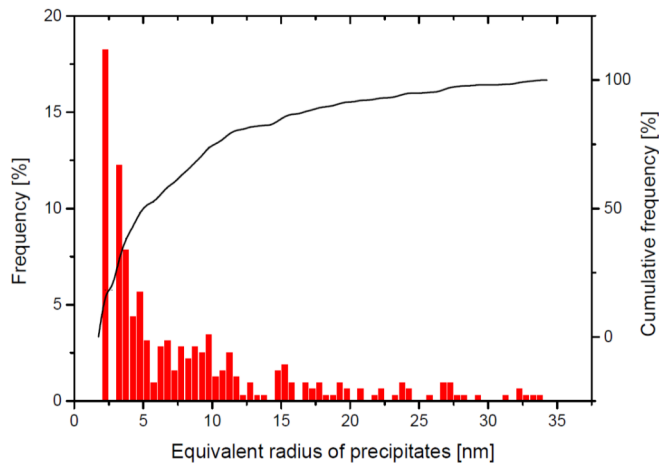


Fig. 6. Frequency and cumulative frequency of precipitates in a  $1 \times 1 \mu\text{m}^2$  surface

Table 2. Statistical evaluation of the precipitates size by equivalent radius

Parameter	Mean	Median
Radius of equivalent circle	8.255 nm	5.420 nm

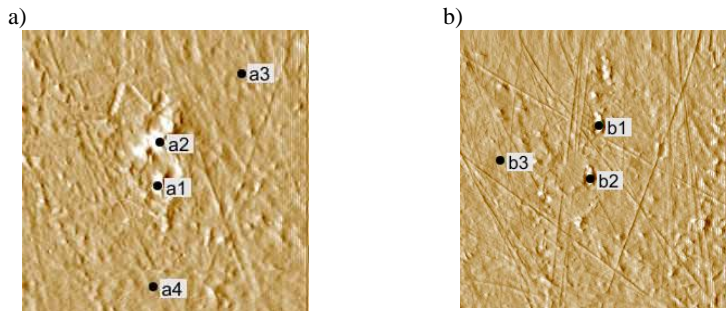


Fig. 7. SPM image of  $\text{Mg}_2\text{Si}$  (a) and  $\text{Al}_x(\text{Fe,Mn})_y\text{Si}_z$  (b) type particles with nanoindentation positions (both  $10 \times 10 \mu\text{m}$ ) gradient



Table 3. Nanoindentation hardness and reduced modulus particular structure constituents

Nanoindentation hardness $H$ [GPa]	Reduced modulus $E_r$ [GPa]	Nanoindentation position	Phase
2.89	68.83	a1	Mg <sub>2</sub> Si particle
3.16	75.40	a2	
1.50	78.18	a3	$\alpha$
1.73	84.78	a4	
1.88	86.46	b1	Al <sub>x</sub> (Fe, Mn) <sub>y</sub> Si <sub>z</sub> type particles
1.94	77.99	b2	
1.63	82.46	b3	$\alpha$

#### 4. Conclusions

As it is proven in the article, AFM microscopy could certainly replace TEM microscopy in some cases of material structure investigation, for instance identification of present phases and their morphology and distribution. Moreover, quasi-static nanoindentation allows to measure local mechanical properties of these material structure constituents. Aluminium alloy of EN AW 6082-T651 is investigated in the paper. AFM microscopy revealed precipitates with mean radius of 8 nm. Evaluation of precipitates distribution and their size could be concluded that with the increasing size of precipitates, their frequency of occurrence decreases. The applied nanoindentation device uses SPM to visualise measured area where the nanoindentation tip oscillates and taps over the area. The principle is principally similar to AFM but SPM does not reach resolution and sensitiveness of AFM. Therefore, more detailed phases like small precipitates are not visible observing the alloy by using built-in SPM microscopy. However, other structure constituents identified by AFM were reliably measured by nanoindentation and their nanoindentation hardness and reduced modulus were evaluated.

#### References

- [1] Kuijpers N.C.W., Tirel J., Hanlon D.N., Zwaag S.: Quantification of the evolution of the 3D intermetallic structure in a 6005A aluminium alloy during a homogenisation treatment, *Mater. Charact.*, 48 (2002) 379-392.
- [2] Mrowka-Nowotnik G., Sieniawski J., Wierzbinska M.: Analysis of intermetallic particles in AlSi1MgMn aluminium alloy, *J. Achiev. Mater. Manuf. Eng.*, 20 (2007) 155-158.
- [3] Vissers R., Van Huis A., Jansen J., Zandberger H.W., Marioara C.D., Andersen S.J.: The crystal structure of the  $\theta$  phase in Al-Mg-Si alloys, *Acta Materialia*, 55 (2007) 3815-3823.
- [4] Marioara C.D., Nordmark H., Andersen S.J., Holmestad R.: Post- $\beta''$  phases and their influence on microstructure and hardness in 6xxx Al-Mg-Si alloys, *J. Mater. Sci.*, 41 (2006) 471-478.

- [5] Katgerman L., Eskin D.: Hardening, Annealing and Aging, Handbook of Aluminum, Physical Metallurgy and Processes, CRS Taylor and Francis, London, New York 2003, pp. 259-303.
- [6] Miao W.F., Laughlin D.E.: Effects of Cu content and preaging on precipitation characteristics in aluminum alloy 6022, Metall. Mater. Trans. A, 31 (2000) 361-371.
- [7] Matsuda K., Teguri D., Uetani Y., Sato Y., Ikeno S.: Microstructure and nano-segregation of Cu in Al-Mg-Si-Cu alloys, Scripta Materiala, 47 (2002) 833-837.
- [8] Jin M., Li J., Shao G.: Study of Cu addition on precipitation behaviors and mechanical properties in AA6082 Al-Mg-Si alloy, Mater. Sci. Forum, 546 (2007) 825-828.
- [9] Fischer-Cripps A.C.: Nanoindentation, Springer, 2011.
- [10] Oliver W.C., Pharr G.M.: An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments. J Mater. Res., 7 (1992) 1564-1583.
- [11] Hardiman M.: Nanoindentation of fibrous composite microstructures: experimentation and finite element investigation, Internet Article, Dublin City University, 2017.
- [12] Mahani Y.N., Tajvidi M.: Viscoelastic mapping of spruce-polyurethane bond line area using AM-FM atomic force microscopy, Int. J. Adhesion Adhesives, 79 (2017) 59-66.

## **ANALIZA AFM I NANOINDENTACJA WYBRANYCH STOPÓW ALUMINIUM**

### **Streszczenie**

W artykule opisano strukturę stopu aluminium AW 6082. Mikroskopia sił atomowych (AFM) służy do identyfikacji obecnych faz i ich morfologii. AFM umożliwił obserwację nawet wtrąceń, ich wielkości i rozmieszczenia. W następnym etapie niektóre składniki struktury opisane przez AFM zostały ocenione w procesie nanoindentacji w celu określenia ich lokalnych właściwości mechanicznych, takich jak nanotwardość i zredukowany moduł.

**Słowa kluczowe:** stop aluminium, składnik struktury, nanoindentacja, wtrącenia

DOI: 10.7862/rm.2018.11

*Przesłano do redakcji: 24.04.2018*

*Przyjęto do druku: 14.05.2018*

Paweł GIL<sup>1</sup>

Rafał GAŁEK<sup>2</sup>

Krzysztof KIEDRZYŃSKI<sup>3</sup>

Adrian KMIECIŃSKI<sup>4</sup>

## OPERATIONAL RESEARCH OF GROUND HEAT PUMP AND PASSIVE AIR CONDITIONING

This article presents a passive air conditioning system using the lower source of the ground heat pump. Passive air conditioning uses the natural cold accumulated in the ground especially in the summer season. A hydraulic diagram and the principle of passive air conditioning were presented in the text. The purpose of the measurement was to determine the cooling power, the characteristic temperatures and the soil temperature distribution at the depth of 2 meters at the ground excavated site of the spiral ground heat exchanger. Annual temperature distributions in the ground which directly affect annular cooling power were presented. Advantages and disadvantages of passive air conditioning have also been presented.

**Keywords:** passive air conditioning, heat pump, ground heat exchanger

### 1. Introduction

In the times of increasing environmental pollution caused by burning fossil fuels for energy production, the issue of limiting emissions of toxic components into the atmosphere seems to be particularly important. Renewable energy sources are an increasingly important part of power systems [1-14]. They usually occur in the form of centralized power plants or as distributed units near the final users. Renewable energy sources can also be joined to create hybrid systems with a high degree of reliability, ecology and economy in comparison to a single unit.

Many measurements show that the ground temperature below a certain depth remains relatively constant throughout the year; for smaller depths the temperature in the ground can be considered as quasi-constant in smaller time intervals [7-12]. This phenomenon occurs because temperature fluctuations at the ground surface are reduced as the depth of the ground increases because of high thermal

---

<sup>1</sup> Corresponding author/autor do korespondencji: Paweł Gil, Rzeszow University of Technology, 8 Powstańców Warszawy Ave., 35-959 Rzeszów, e-mail: gilpawel@prz.edu.pl

<sup>2</sup> Rafał Gałek, Rzeszow University of Technology, e-mail: rafalgalek@prz.edu.pl

<sup>3</sup> Krzysztof Kiedrzyński, Rzeszow University of Technology, e-mail: krzykied@prz.edu.pl

<sup>4</sup> Adrian Kmieciński, Rzeszow University of Technology, e-mail: kmiec@prz.edu.pl

inertia of soil. Also, there is a time lag between temperature fluctuations at the surface and in the ground. Therefore, in summer the soil temperature at a certain depth is lower than the temperature of the air and vice versa in winter the soil temperature at a certain depth is higher than the air temperature. The difference in temperature between the outside air and soil can be utilized as a preheating means in winter and pre-cooling in summer by operating a ground heat exchanger GHE [7].

In general, the ground heat exchangers can be divided into open and closed systems. In an open system, soil may be used directly to heat or cool a medium which can be air or water. The ambient air from the external air intake passes through tubes dug in the ground and goes directly to an air-conditioned room or building. In a similar way, the ground water may be used as a cooling medium; in most cases two wells are required- one for extraction and one for injection. In a close system the medium circulates in a loop. The heat exchangers are located underground in a horizontal or vertical position.

Eicker [9] presents a passive air conditioner working in the Lamparter Company in Weilheim, Germany. The ground heat exchanger is positioned around the building and consists of two pipes of 0.35 m and 90 m in length. The pipes are laid at a mean depth of 2.80 m. The GHE cools the fresh air supplied to the building. The annual coefficients of performance (COP) were calculated from the sum of cooling energy divided by the electrical energy consumed. The obtained COP was 50, 35 and 38 in the years 2001, 2002 and 2003. The author presents also the performance of horizontal ground brine to air heat exchanger mounted in a building in Tübingen, Germany. Five horizontal soil to brine heat exchangers with a length of 100 m each were installed under the ground at the depth of 1.2 m. During hot, two week measurement period in June 2005 an average cooling power of 1.5 kW with a maximum of 4 kW was obtained. The brine pump consumed about 60 W and the brine to air heat exchanger fan consumed 30 W. This results in average COP of 18.4. The average heat flux per pipe length was about 3 W/m.

Ali et al. [10] experimentally investigated two ground heat exchangers in Japan. One GHE is parallel to the ground surface and the second one is perpendicular to ground surface. The copper tube coated with LDPE was considered as a heat exchanger material. The loop diameter is about 1 m and 7 m in length. Each GHE has 39.5 m in tube length. Water was considered as the heat carrier. The heat flux is a heat output per unit tube length. For short-term period up to 1 hour the heat flux reaches about 5 W/m, but for long-term operation (96 h) the heat flux is about 3 W/m. Naili et al. [11] presents an experimental analysis of horizontal ground heat exchanger developed in Northern Tunisia. The GHE consist of polyethylene tube with external diameter of 20 mm and 25 m in length, buried at the depth of 1 m. Maximum heat exchange amounts about 650 W. Heat flux per unit tube length is 26 W/m. Naili et al. [12] deals with energy and exergy analysis of the horizontal ground heat exchangers. The GHE circuit consists of 50 m long pipe laid out at the depth of 1 m. The GHE was used for air conditioning room of the

area of 12 m<sup>2</sup>. The average cooling load in July was about 670 W and covered 65% of its total cooling requirement. Immediately after the start the heat flux was about 38 W/m but after 60 minutes it decreased to 26 W/m.

The purpose of the measurement is to determine the cooling power of the passive air conditioner on the base of the collected experimental data, and to present temperature distribution in the ground. Annual temperature distributions in the soil allow to estimate suitability of passive air conditioning in specific months.

## 2. Experimental set-up

The prototype passive air conditioner using the lower source of heat pump was designed and manufactured at the Department of Thermodynamics. The natural temperature difference between the soil at the depth of two meters and the laboratory room is used to operate the air conditioner. The cooler ground serves as a heat sink, while warm air in the laboratory as a source of heat. In the laboratory there is a heat pump and two hot water storage tanks, two central heating buffers and a large number of pipelines; therefore there is a high temperature in the room. Due to limited budget, it was decided to design and develop the passive air conditioning by the economic method. The heat pump in summer and especially during the holiday season practically does not work. It is a source of heat for the support of central heating in winter, as well as hot water. In summer, the hot water needs are covered by solar thermal collectors. The lower source of the heat pump is a four-loop ground spiral heat exchanger. All pipes of about 150 m in length are placed in the form of a spiral at the depth of 2 m below the ground in trenches that are 1 m wide and 25 m long (Fig. 1). A tube with an external diameter of 40 mm and wall thickness of 2.4 mm was used. All four branches of the ground heat exchanger are connected to the manifolds in the well. On the surface above the dug ground heat exchanger there is a lawn. This exchanger is located close to the L building of the Faculty of Mechanical Engineering and Aeronautics of Rzeszów University of Technology (Fig. 1). The heat carrier of the heat exchanger is a solution of 40% propylene glycol in water, hereinafter referred to as glycol, which is pumped by a WILO pump with the nominal power of 200 W. This pump can be switched on independently of the heat pump by an external relay.

This ground heat exchanger is the lower source of the STIEBEL ELTRON WPWE heat pump installed in the same laboratory. The heat pump has the nominal heating output of 8.3 kW (35°C/0°C) and a compressor of 1.9-3.5 kW of electric power. For cooling of warm air in the laboratory, a car radiator from Fiat Ducato with two fans was used. STOWEST fans with a diameter of 325 mm and the rated power of 75 W were used (Fig. 2). The 90x42 cm radiator with fans was installed on a steel support structure.



Fig. 1. Ground heat exchanger



Fig. 2. Cooler: a) front view, b) rear view

The hydraulic system with a three-way valve can work in two modes: the first one is connecting the radiator with the ground heat exchanger and the other one is connecting the radiator with the heat pump (Fig. 3). The first mode allows to receive coolness from the ground, the second mode allows to create the lower source of the heat pump from the cooler. Measurements related only to the first mode will be considered. Air conditioning was launched in May 2015. During the measurement of the cooling power of the air conditioner, the heat pump was switched off. The measuring system of the air conditioning unit consists of Pt1000 temperature sensors connected to the Keithely 3706A multimeter. Temperature sensor signal was automatically measured and converted to temperature in a program written in the LabVIEW environment. The whole temperature measurement system was calibrated. For volumetric flow measurement a flow meter was used. The pulse signal as well as the temperature were recorded in the text file at one minute intervals. The temperature distribution around the ground heat exchanger was recorded by the use of the set-up described in detail in [9]. Ground temperature sensors are 55 thermocouples of type T. The location of the thermocouples in the ground is shown in Fig. 4. The thermocouple was placed in the ground as shown in Fig. 4. Measurement of the signal from the thermocouple was carried out with a Keithley 2700 multimeter. The measurement data was automatically saved to a text file.

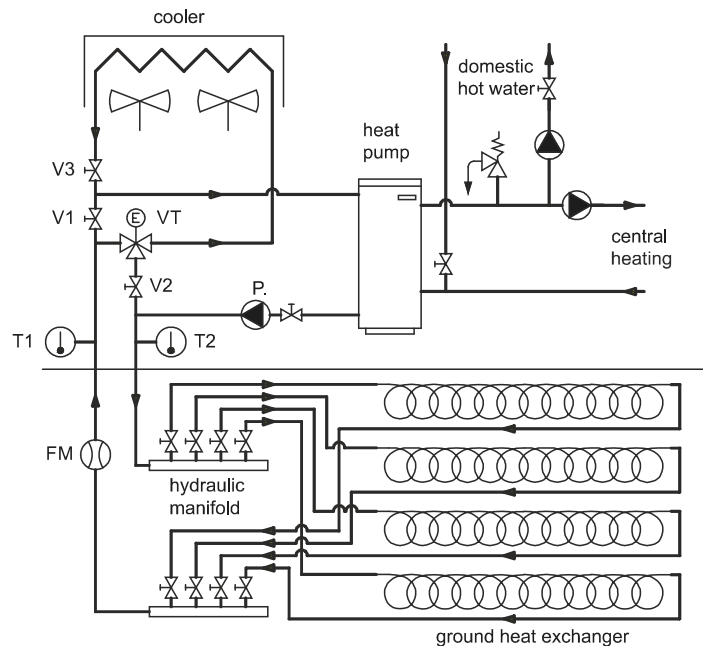


Fig. 3. Hydraulic diagram of passive air conditioning; VT – three-way valve, V1, V2, V3 valves, T1 – temperature of cold heat carrier, T2 – temperature of warm heat carrier returning to ground collector, FM – flow meter, P – pump

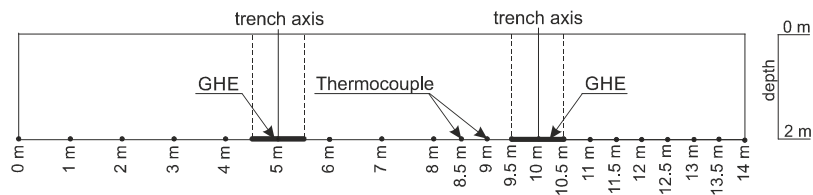


Fig. 4. Thermocouples distribution in the ground; GHE – ground heat exchanger

### 3. Results and discussion

The ground heat exchanger thermal power was determined by the following equation:

$$P = \dot{V} \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T_2 - T_1) \quad (1)$$

where:  $P$  – heat power,  $\dot{V}$  – volumetric flow of glycol,  $\rho$  – glycol density,  $c_p$  – specific heat of glycol,  $T_1$ - $T_2$  – temperature difference.

Figure 5 shows the average inlet temperature  $T_1$  and the outlet  $T_2$  of the glycol from the heat pump since November 2016 until July 2017. The presented

data include the period of operation of the heat pump with the air conditioning switched off. It can be seen that the T1-T2 temperature increase of glycol flowing through the ground heat exchanger is on average 4.3°C. From the beginning of December to the end of May, the temperature of the glycol leaving the heat pump is below 0°C. The temperature distribution shows that the local minimum average temperature of glycol falls on mid-February. The ground heat exchanger heats the glycol to about 0°C in February and to 15°C in July (Fig. 5). This significantly influences the efficiency of the heat pump and the heat power from the ground heat exchanger (Fig. 6). The heat output of the lower heat source was measured during operation of the heat pump for at least 30 minutes. It can be read from the graph that the range of the heat output received from the ground is in the range of -3.2 kW to -5.5 kW. The lowest power output is received in February. The heat pump is able to remove up to -5.5 kW of heat from the ground and cool the soil during the autumn – winter – spring period, so it is possible to use cold soil in summer to accumulate heat from air cooling in the laboratory.

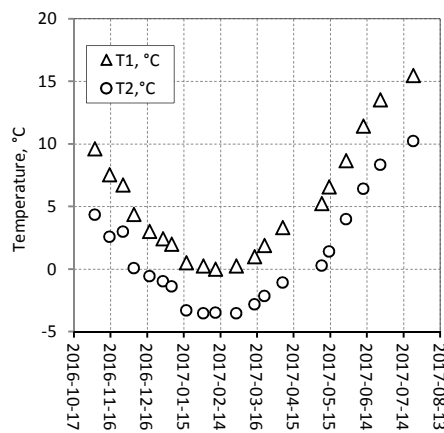


Fig. 5. Inlet temperature T1 and outlet T2 of glycol from the heat pump

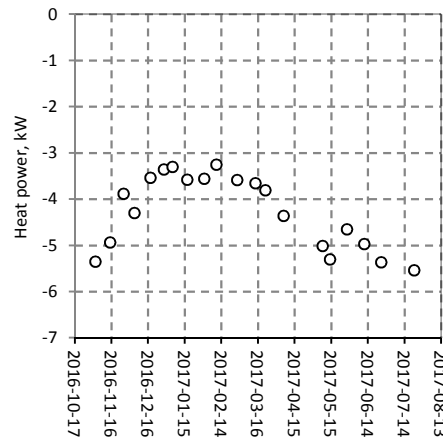


Fig. 6. Heat output of the lower source of the heat pump

The combined heat pump operation in winter and air conditioning in summer increases efficiency of the heat pump and efficiency of the air conditioner. The use of an existing ground heat exchanger of heat pump significantly reduces the investment cost of the air conditioner.

Cooling power measurements included one day of June 22, 2017. The air conditioning was switched on at 8.00, i.e. a glycol circulation pump was started and the fans forcing the air flow through the cooler were switched on. The heat pump was not working. The air temperature in the laboratory at 8.00 was  $T_{amb} = 27.5^{\circ}\text{C}$ . When the glycol circulation pump was started, the glycol inlet temperature for the radiator was  $T1 = 13.1^{\circ}\text{C}$ , while the outlet temperature was  $T2 = 15.2^{\circ}\text{C}$ . The air conditioner worked seven hours and was off at 15.00. Before



15.00, the inlet and outlet temperatures of glycol were  $T1 = 14^{\circ}\text{C}$  and  $T2 = 16.1^{\circ}\text{C}$ , which indicates that the soil was heated and the temperature of the heat carrier returning from the ground increased.

During air conditioning the room air temperature was maintained at about  $25\text{--}26^{\circ}\text{C}$ . The air temperature sensor was placed in the area undisturbed by the cool air from the cooler. After switching off the air conditioning, the temperature in the laboratory raised rapidly up to  $30^{\circ}\text{C}$  at 15.30 (Fig. 7). The cooling power vs. time was shown in Fig. 8. The average cooling power of the day was 2.2 kW. As soon as the air conditioner was activated at 8.00, the cooling power was higher and reached a maximum of 2.7 kW, which is due to the fact that the room temperature at this time was high and amounted  $27.5^{\circ}\text{C}$  and the inlet temperature was the lowest and was  $T1 = 12.9^{\circ}\text{C}$ . The lower inlet temperatures may indicate unsteady heat transfer processes in the ground.

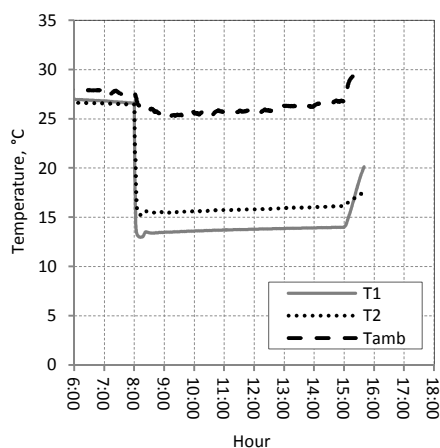


Fig. 7. Measurement of characteristic temperatures; T1 – glycol temperature of the cooler, T2 – temperature of the glycol outflowing from the cooler, Tamb – ambient temperature

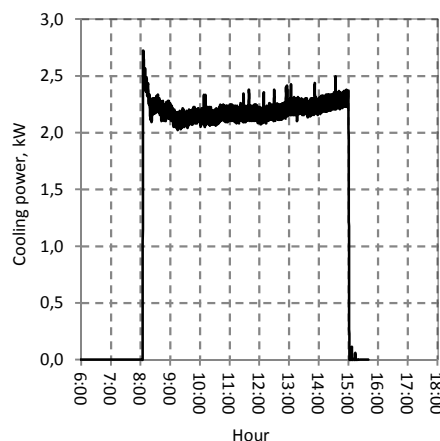


Fig. 8. Cooling power of the passive air conditioning

The day before the air conditioning was off around 16.00, the circulation pump was also switched off, so during the night the heated ground in the near area of the heat exchanger pipe equalized the temperature with the surrounding ground in the far area. The possibility of cooling the glycol in the pipes as a result of low air temperature at night should be excluded, since the average air temperature of the previous night was about  $18^{\circ}\text{C}$ .

Temperature distributions in the ground were registered from October 15, 2013 to August 26, 2014, during the heat pump operation, but before starting the air conditioning. The temperature profile was recorded at the depth of 2 m and at the length of 14 m at 1 and 0.5 m intervals. This profile includes two ground loops of the heat exchanger, one with a 5 m coordinate and the other with a coordinate

of 10 m (Fig. 4). In August soil temperature is the highest. This is due to accumulation of heat in summer. The lowest temperature occurs in February (Fig. 9). Since May, local heating of the ground in the near area of the heat exchanger leveled off because the heat pump is rarely activated. From Fig. 9, it can also be read that the temperature in the near area of the heat exchanger never reaches temperatures below 0°C. By analyzing Fig. 9 for the purpose of the air conditioning exchanger, it can be concluded that in the period from May to the end of August the average soil temperature rises from 9.1°C in May to 15.7°C in late August, which is a natural process. The use of additional ground heat exchanger for air conditioning purposes will significantly increase the temperature of the soil.

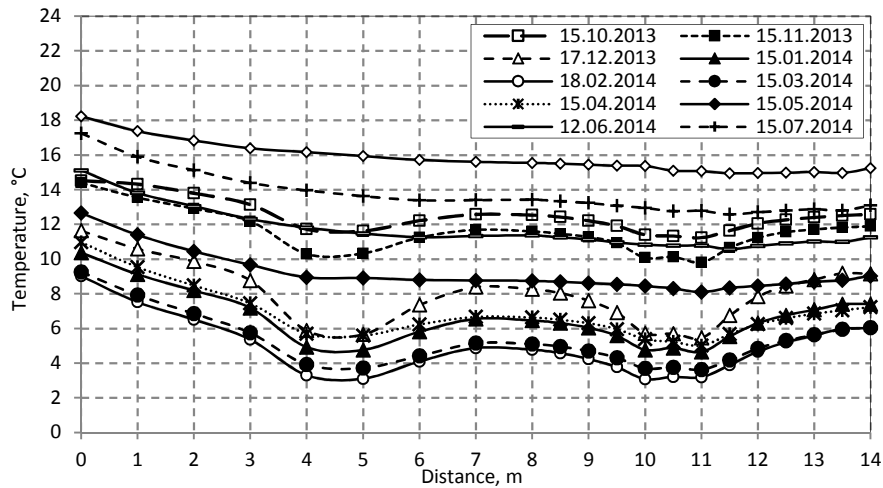


Fig. 9. Soil temperature distribution at the depth of 2 meters near the ground heat exchanger

The presented air conditioning using the ground heat exchanger of the heat pump has advantages and disadvantages in comparison to the compressor air conditioners. The biggest disadvantage is high cost of a ground heat exchanger. In our case we used the existing installation, which resulted in low investment costs. A major disadvantage of GHE is warming the ground during the summer season, which is shown in Fig. 9. The temperature of the ground from May to the end of August increased by 6.6°C and there was no air conditioning then. During the operation of the air conditioning and transferring heat to the ground, the temperature rise will be certainly higher: this will result in a significant reduction of the cooling power in late summer months. Another disadvantage of the described air conditioner is the relatively low cooling power of +2.2 kW in this case. It is probably possible to increase the cooling capacity to about +5.5 kW, which is equal to the nominal heat output of the heat pump's lower heat source, but it would then be necessary to increase the heat transfer on the cooler side, increasing the heat transfer surface or increasing the overall heat transfer coefficient.

The biggest advantage is relatively high EER. The energy consumption of the passive air conditioning is the consumption of electricity needed to supply the circulation pump and two fans. This power was not measured, but assuming the nominal values of the pumps and fans the total power was about 350 W. The coefficient of performance (COP) is the ratio of the cooling power to the power consumed by the air conditioner. By using this definition for passive air conditioning, we get an approximate COP of 6.3.

The heat flux per unit tube length is a very important parameter. For the investigated ground heat exchanger using the heat pump the maximum heat flux reached 9.1 W/m; the same GHE used for air conditioning obtained maximum heat flux of 4.5 W/m, which after a few hours decreased to 3.7 W/m.

#### 4. Conclusion

The results of passive air conditioning functioning are presented. The measurements include seven hours of air conditioning on June 22, 2017. The air conditioner was working in the mode of cooling the glycol solution in the ground heat exchanger. The average seven-hour cooling power was +2.2 kW. This power is about two times too small to effectively cool the air in the considered laboratory. The air temperature in the laboratory during operation of the air conditioner was 25-26°C. The temperature of the glycol solution entering the cooler was 13-14°C. The advantage of GHP is a relatively simple construction and reliability as well as high COP, while the biggest disadvantage are investment costs.

#### Literature

- [1] Gil P., Tychanicz M., Wilk J.: Instalacja skojarzonego wytwarzania ciepła i energii elektrycznej ( $\mu$ CHP) – badania eksperymentalne parametrów energetycznych, *Rynek Energii*, 5 (2016) 49-57.
- [2] Gałek R., Gil P., Grosicki S., Wolańczyk F.: Wymiennikowy zasobnik ciepła w mikrogeneracji, *ZN PRz Mechanika*, 31 (2014) 483-490.
- [3] Gil P., Wilk J.: Instalacja CHP z silnikiem spalinowym zasilanym gazem drzewnym, *ZN PRz Mechanika*, 32 (2015) 217-226.
- [4] Gil P., Grosicki S., Wilk J.: Możliwości zastosowań metod oczyszczania gazu powstałego ze zgazowania biomasy w generatorze małej mocy, *Instal*, 12 (2013) 24-28.
- [5] Gil P., Wilk J., Tychanicz M., Wielgos S.: Wstępne badania automatycznego kotła na pellet pod kątem wymagań normy PN-EN 303-5: 2012, *Rynek Energii*, 5 (2017) 74-79.
- [6] Gil P., Szewczyk M.: Roczne badania eksploatacyjne parametrów monokrystalicznych modułów fotowoltaicznych w Rzeszowie, *Instal*, 4 (2015) 22-27.
- [7] Florides G., Kalogirou S.: Ground heat exchangers – A review of systems, models and applications, *Renewable Energy*, 32 (2007) 2461-2478.

- [8] Smith A.: Seasonal subsoil temperature variations, *J. Agricultural Research*, 44 (1932) 421-428.
- [9] Eicker U.: *Low energy cooling for sustainable buildings*, John Wiley & Sons, 2009.
- [10] Ali M.H., Kariya K., Miyara A.: Performance analysis of slinky horizontal ground heat exchangers for a ground source heat pump system, *Resources*, 6 (2017) 56.
- [11] Naili N., Attar I., Hazami M., Farhat A.: Experimental analysis of horizontal ground heat exchanger for northern Tunisia, *J. Electronins Cooling Thermal Control*, 2 (2012) 44-51.
- [12] Naili N., Hazami M., Kooli S., Farhat A.: Energy and exergy analysis of horizontal ground heat exchanger for hot climatic condition of northern Tunisia, *Geothermics*, 53 (2015) 270-280.
- [13] Gil P.: Roczne wyniki pomiaru sprawności amorficznych kolektorów fotowoltaicznych w Rzeszowie, *Rynek Energii*, 4 (2015) 75-83.
- [14] Strzelczyk P., Gil P.: Wpływ zaćmienia słońca na produkcję energii elektrycznej przez system fotowoltaiczny, *J. Civil Eng., Environ. Archit.*, 34 (2017) 155-164.

## **BADANIA EKSPLOATACYJNE GRUNTOWEJ POMPY CIEPŁA I KLIMATYZACJI PASYWNEJ**

### **Streszczenie**

W artykule przedstawiono wyniki badań eksploatacyjnych gruntowej pompy ciepła i pasywnego układu klimatyzacji. Pasywna klimatyzacja wykorzystuje dolne źródło gruntowej pompy ciepła oraz naturalne zimno zgromadzone w ziemi, szczególnie w sezonie letnim. W tekście przedstawiono schemat hydrauliczny i zasadę działania pasywnej klimatyzacji. Celem pomiaru było określenie mocy chłodniczej, charakterystycznych temperatur i rozkładu temperatury w gruncie na głębokości 2 m w miejscu zakopania gruntowego wymiennika ciepła. Przedstawiono roczne rozkłady temperatury w gruncie, które bezpośrednio wpływają na uzyskaną moc chłodniczą. Przedstawiono zalety i wady zaprezentowanej pasywnej klimatyzacji.

**Słowa kluczowe:** klimatyzacja pasywna, pompa ciepła, gruntowy wymiennik ciepła

DOI: 10.7862/rm.2018.12

*Przesłano do redakcji: 02.03.2018*

*Przyjęto do druku: 10.04.2018*

Damian KRASKA<sup>1</sup>Tomasz TRZEPIECIŃSKI<sup>2</sup>

## ANALIZA NUMERYCZNA ODKSZTAŁCENÍ BLACHY DC04 W PROCESIE KSZTAŁTOWANIA WYTŁOCZEK OSIOWOSYMETRYCZNYCH

Artykuł zawiera wyniki symulacji numerycznych metodą elementów skończonych procesu formowania wytłoczek cylindrycznych z wykorzystaniem metody jawnej (explicit) całkowania równań ruchu w warunkach kontaktu z tarcielem izotropowym i anizotropowym. Przedstawiono wyniki eksperymentalne oraz numeryczne uzyskane w programie Abaqus 6.14-5. Celem badań eksperymentalnych była analiza pływnięcia materiału pod wpływem zadawanych obciążeń. Wyniki te wykorzystano do weryfikacji wyników symulacji numerycznych. Stwierdzono, że chociaż anizotropia oporów tarcia decyduje o wysokości występow na krawędzi wytłoczki, wpływ warunków tarcia na ostateczny kształt wytłoczki i rozkład grubości ścianki jest stosunkowo niewielki w porównaniu z wpływem anizotropii materiałowej. Badania wykazały również, że analiza numeryczna uwzględniająca dyskretyzację blachy za pomocą 3-węzłowych trójkątnych elementów typu shell S3R zapewnia najlepsze przybliżenie wyników symulacyjnych do danych eksperymentalnych, gdy uwzględnia się w modelu numerycznym jednocześnie anizotropię materiałową oraz anizotropię oporów tarcia.

**Słowa kluczowe:** Abaqus, anizotropia, kształtowanie blach, metoda elementów skończonych

### 1. Wprowadzenie

Projektowanie i analiza operacji kształtowania blachy wymagają znajomości mechanizmów odkształcenia, właściwości materiału i warunków brzegowych. Analityczna analiza procesu formowania jest bardzo złożona, ze względu na silnie nieliniowy charakter równań matematycznych. Z tego powodu modelowanie numeryczne oparte na metodzie elementów skończonych (MES) jest obecnie szeroko stosowanym podejściem, ponieważ zapewnia uwzględnienie dużej liczby

---

<sup>1</sup> Damian Kraska, Politechnika Rzeszowska im. Ignacego Łukasiewicza, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, e-mail: kraska94@gmail.com

<sup>2</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Tomasz Trzepieciński, Politechnika Rzeszowska im. Ignacego Łukasiewicza, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 8651714, e-mail: tomtrz@prz.edu.pl

parametrów technologicznych, a czas trwania analizy zależy przede wszystkim od rodzaju i liczby elementów skończonych.

Dokładność wyników numerycznych jest uzależniona od kilku parametrów, w tym od typu elementu, modelu materiału i warunków brzegowych. Poprawność modelu materiałowego i poprawność eksperymentalnego wyznaczania właściwości materiału są jednym z najważniejszych elementów koniecznych do poprawnego przeprowadzenia modelowania MES. Do symulacji procesów kształtowania blach najczęściej stosuje się elementy membranowe nieprzenoszące momentów gnących, elementy typu shell [m.in. 1, 2], elementy typu solid [m.in. 3, 4] oraz elementy hybrydowe solid-shell [5]. Zastosowanie siatki elementów skończonych typu shell pozwala na uzyskanie odpowiedniej dokładności obliczeń przy jednoczesnej oszczędności w postaci skrócenia czasu obliczeń [6]. Gdy materiał wykazuje właściwości anizotropowe, tj. wartość parametrów materiału zależy od orientacji względem kierunku walcowania arkusza, nieprawidłowy dobór kryterium plastyczności może nie odzwierciedlać właściwie złożonego zachowania materiału. Zniekształcenie kształtu powierzchni plastyczności ze względu na stan mikrostruktury materiału nosi nazwę anizotropii plastycznej (normalnej lub płaskiej). Anizotropia normalna, będąca podstawowym parametrem blach głębokotłocznych charakteryzuje się wpływem tekstury krystalograficznej na odkształcenie w kierunku normalnym do płaszczyzny blachy. Anizotropia płaska występuje, gdy właściwości mechaniczne w płaszczyźnie blachy zmieniają się wraz z kierunkiem pomiaru. Z technologicznego punktu widzenia o możliwości kształtowania blachy decydują również wartości promienia zaokrąglenia matrycy oraz stempla. Promień zaokrąglenia krawędzi matrycy powinien być możliwie duży. Przy kształtowaniu wyłoczek osiowosymetrycznych, w zależności od stosunku grubości materiału  $g$  do średnicy półwyrobu  $D$ , wartość promienia zaokrąglenia krawędzi matrycy dla pierwszej operacji ciągnięcia przyjmuje się z zakresu 2-6  $g$ . Odpowiedni dobór promienia zaokrąglenia krawędzi stempla umożliwia zmniejszenie granicznej wartości współczynnika odkształcenia. W wytłaczaniu wielooperacyjnym stosowanie małych promieni zaokrąglenia krawędzi stempla powoduje znaczne zmniejszenie grubości materiału w przekroju niebezpiecznym ze względu na pękanie [7]. Według Romanowskiego [7] promień zaokrąglenia stempla należy dobierać z zakresu 2-4  $g$ .

Liczni autorzy zaproponowali wiele warunków fizycznych, które muszą być spełnione, aby materiał anizotropowy przeszedł ze stanu sprężystego w stan plastyczny. Głównym celem tych kryteriów, w odniesieniu do blach, jest uwzględnienie anizotropii wywołanej procesem walcowania. Najważniejsze z nich to równania opracowane przez wymienionych dalej autorów (w nawiasach podano rok opracowania/publikacji): Barlat (1989, 1991, 1994, 1996, 2003), Bassani (1977), Budiansky (1984), Ferron (1994), Gotoh (1977), Hill (1948, 1979, 1990, 1993), Logan (1983), Montheillet (1991), Vegter (2006). Szczegółowe omówienie wymienionych kryteriów oraz szeroki przegląd innych warunków plastyczności można znaleźć, między innymi, w pracy Banabica [8].

Metoda elementów skończonych (MES) jest, obok metody elementów dyskretnych, jedną z najczęściej stosowanych metod numerycznych do symulacji procesów kształtowania blach. Do symulacji konwencjonalnych procesów przeróbki plastycznej metali oraz procesów odbywających się w warunkach dużych prędkości odkształcenia metali znalazły zastosowanie takie programy, jak: Abaqus, Ansys, AutoForm, DynaForm, LS-Dyna oraz MSC.Marc. Istotą MES jest zastąpienie modelu ciągłego obiektu modelem dyskretnym, który przyjmuje postać układu równań algebraicznych. Podczas obliczeń dyskretyzacji podlegają następujące wielkości fizyczne: obciążenia, przemieszczenia, naprężenia, odkształcenia, które są reprezentowane za pomocą funkcji ciągłych. Matematyczny model ośrodka ciągłego otrzymany metodą elementów skończonych stanowi zagadnienie opisane układem równań różniczkowych zwyczajnych z odpowiednimi warunkami brzegowymi, których rozwiązanie wymaga przybliżonego całkowania tych równań względem czasu. Programy obliczeniowe wykorzystujące MES, z jawnym całkowaniem równań ruchu względem czasu stosowanym w niniejszej pracy, są bardzo popularne do symulacji procesów kształtowania blach [9, 10].

W artykule przedstawiono wyniki badań eksperymentalnych oraz symulacji numerycznych metodą elementów skończonych kształtowania wytłoczek cylindrycznych. Celem badań eksperymentalnych była analiza płynięcia materiału w celu wykorzystania tych wyników do weryfikacji wyników symulacji numerycznych. W modelach MES uwzględniających metodę jawną całkowania równań ruchu wzięto pod uwagę różne podejścia do modelowania materiału oraz zjawisk kontaktowych (izotropię oraz anizotropię).

## 2. Badania eksperymentalne

Wytłoczki osiowosymetryczne zostały ukształtowane z blachy stalowej DC04 o grubości 1 mm. Wartości podstawowych parametrów mechanicznych tego materiału zostały określone w próbie jednoosiowego rozciągania, zgodnie z procedurą opisaną w PN-EN ISO 6892-1:2010 [11]. Próbkę do określenia właściwości mechanicznych wycięto pod kątem  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  i  $90^\circ$  w stosunku do kierunku walcowania blachy. Określono następujące parametry (tab. 1.): wytrzymałość na rozciąganie  $R_m$ , umowną granicę plastyczności  $R_{p0,2}$ , wydłużenie  $A_{50}$ , wykładnik umocnienia  $n$ , współczynnik umocnienia  $K$  i współczynnik anizotropii Lankforda  $r$ . Rozciągnięto po pięć próbek dla każdej orientacji ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$  i  $90^\circ$ ) i określono średnie wartości parametrów (tab. 1.). W nawiasach podano odchylenia standardowe wartości parametrów mechanicznych.

Współczynnik anizotropii normalnej  $r$ , nazywany współczynnikiem Lankforda, jest określany jako stosunek odkształcenia rzeczywistego na szerokości próbki do odkształcenia rzeczywistego na grubości próbki poddanej jednoosiowemu rozciąganiu.

Tabela 1. Podstawowe parametry mechaniczne blachy stalowej DC04

Table 1. Basic mechanical parameters of DC04 steel sheet

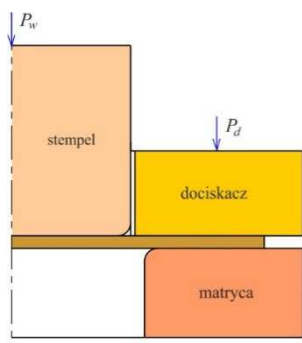
Orientacja próbki	$R_{p0.2}$ [MPa]	$R_m$ [MPa]	$A_{50}$	$C$ [MPa]	$n$	$r$
0°	176 (5,53)	301 (6,18)	0,42 (1,08)	500 (8,46)	0,19 (0,008)	1,81 (0,08)
45°	180 (11,23)	293 (0,38)	0,39 (0,36)	497 (9,97)	0,17 (0,005)	1,88 (0,06)
90°	192 (13,27)	315 (0,71)	0,41 (0,72)	477 (10,12)	0,17 (0,007)	1,40 (0,07)

W praktyce pomiary wydłużenia odcinka pomiarowego są obarczone mniejszym błędem niż pomiary grubości blachy, dlatego korzystając z prawa stałej objętości materiału przed i po odkształceniu, wartość współczynnika anizotropii  $r$  można zapisać jako:

$$r = \frac{\ln \frac{b}{b_0}}{\ln \frac{L_0 b_0}{L b}} \quad (1)$$

gdzie:  $b_0$ ,  $b$  – odpowiednio początkowa i końcowa (po odkształceniu) szerokość próbki;  $L_0$ ,  $L$  – długość próbki przed i po odkształceniu do uzyskania wymaganego wydłużenia.

Cylindryczne wytłoczki zostały wykonane przy użyciu tłoczni, którego schemat przedstawiono na rys. 1. Wytłoczki bez kołnierza zostały ukształtowane z krążków o średnicy 56 mm. Zastosowano dociskacz, aby zapobiec fałdowaniu się kołnierza wytłoczki. Siła docisku dociskacza jest wymuszana przez przykręcenie płyty dociskowej do korpusu tłoczni za pomocą klucza dynamometrycznego. Zwiększenie momentu klucza dynamometrycznego o  $M = 15 \text{ N}\cdot\text{m}$  powoduje wzrost nominalnej siły nacisku o  $P_d = 1 \text{ kN}$ . Średnica cylindrycznego stempla wynosiła 29,3 mm, a średnica otworu w matrycy – 32,3 mm. Promienie zaokrągleń krawędzi stempla i matrycy były równe  $\rho_s = \rho_m = 3 \text{ mm}$ .



Rys. 1. Schemat tłoczni

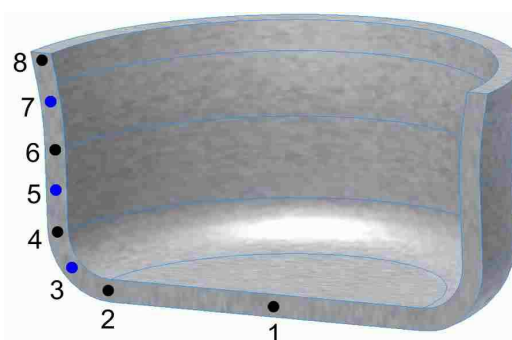
Fig. 1. Schematic of a stamping tool



Kształtowanie wytłoczek zrealizowano w temperaturze pokojowej za pomocą uniwersalnej maszyny wytrzymałościowej. Wyniki modelowania numerycznego zweryfikowano na podstawie pomiarów grubości ścianek wytłoczek w charakterystycznych punktach (rys. 2.). Wytłoczki przecięto wzdłuż kierunku walcowania blachy za pomocą piły mechanicznej w celu zminimalizowania wpływu ciepła na strukturę przekroju poprzecznego materiału. Następnie powierzchnie przecięcia szlifowano za pomocą papieru ściernego, kolejno o ziarnistości P80, P200, P800 i P2000. Na podstawie zdjęć zmian grubości (rys. 3.), wykonanych za pomocą urządzenia przez Alicona InfiniteFocusG4, pomiar grubości ścianek wytłoczek został przeprowadzony w module 2DImageMeasurement.

Rys. 2. Lokalizacja charakterystycznych punktów pomiaru grubości ścianki wytłoczki

Fig. 2. The location of the characteristic points of drawpiece wall thickness measurement



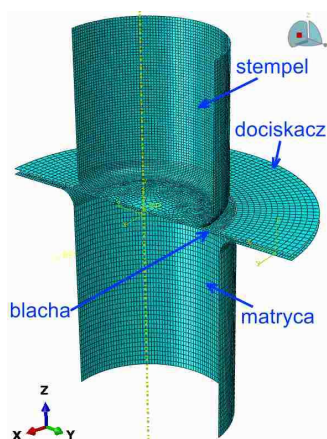
### 3. Modelowanie numeryczne

Model numeryczny 3D formowania wytłoczek został przygotowany w programie Abaqus 6.14-5, używanym do komputerowej analizy procesów kształtowania blach [2, 12]. Geometria narzędzi w symulacji numerycznej (rys. 3.) odpowiadała rzeczywistej geometrii tłoczniaka.

Powierzchnię narzędzi zdyskretyzowano za pomocą czterowęzłowych, nieodkształcalnych, czworokątnych elementów typu R3D4. Aby określić optymalne parametry modelu numerycznego, poddano analizie następujące zmienne cechy modelu:

- gęstość siatki materiału blachy: 4475, 11160, 30876 elementów,
- typ elementów dyskretyzujących blachę: S3R, S4, S4R, S4RS,
- model materiałowy: izotropowy, anizotropowy,
- model tarcia: izotropowy, anizotropowy.

Do opisu zachowania się materiału zastosowano dwa podejścia oparte na modelu sprężysto-plastycznym. W pierwszym podejściu do zdefiniowania materiału izotropowego zastosowano kryterium plastyczności według von Misesa [13].



Rys. 3. Model numeryczny procesu wyłaczania blachy

Fig. 3. Numerical model of the sheet stamping process

W drugim modelu numerycznym anizotropię materiału określono za pomocą kryterium plastyczności Hilla (1948) [14], które jest powszechnie stosowane do symulacji kształtowania blach stalowych. Kryterium Hilla (1948) jest rozwinięciem funkcji izotropowej von Misesa i jest wyrażone dla składowych stanu naprężenia w układzie kartezjańskim jako:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{(F(\sigma_{22} - \sigma_{33}))^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2} \quad (2)$$

gdzie  $\bar{\sigma}$  jest naprężeniem zredukowanym, a indeksy 1, 2, 3 odpowiadają odpowiednio kierunkowi walcowania, kierunkowi poprzecznemu względem kierunku walcowania i kierunkowi normalnemu do powierzchni arkusza. Stałe  $F$ ,  $G$ ,  $H$ ,  $L$ ,  $M$  oraz  $N$  określają stan anizotropii materiału i są równe:

$$G = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{22}^2} \right), \quad H = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{22}^2} - \frac{1}{R_{33}^2} \right) \quad (3)$$

$$L = \frac{3}{2R_{23}^2}, \quad M = \frac{3}{2R_{13}^2}, \quad N = \frac{3}{2R_{12}^2}$$

Parametry  $R_{11}$ ,  $R_{22}$ ,  $R_{33}$ ,  $R_{12}$ ,  $R_{13}$  oraz  $R_{23}$  zdefiniowano w programie Abaqus na podstawie obliczeń przeprowadzonych w programie MSC.Marc, uwzględniających dane materiałowe (tab. 1.). Właściwości sprężyste materiału blachy określono przez zdefiniowanie wartości następujących parametrów: moduł Younga  $E = 2,1$  GPa, współczynnik Poissona  $\nu = 0,3$ . Gęstość materiału wynosiła  $\rho = 7860$  kg·m<sup>-3</sup>. Umocnienie odkształceniowe, o charakterze izotropowym, zaimplementowano w modelu numerycznym, wykorzystując potęgowe prawo Hollomona:

$$\sigma = K\varphi^n \quad (4)$$

z parametrami określonymi w tab. 1.

Zastosowano pięć punktów całkowania na grubości blachy. Ta liczba punktów całkowania jest wystarczająca do uzyskania akceptowalnej dokładności rozwiązania [15]. Bezpośrednie całkowanie jawne wykorzystywano w modelu do analizy nieliniowości wynikających z dużych przemieszczeń, nieliniowości materiału i nieliniowości warunków brzegowych. W procedurze jawnej zakłada się spełnienie równań ruchu z początku kroku czasowego i ekstrapoluje się rozwiązanie na czas  $\Delta t$ . Algorytmy całkowania jawnego wykorzystują następującą postać dyskretnych równań ruchu:

$$M \cdot \ddot{r} = R - F \quad (5)$$

gdzie:  $M$  – macierz mas,  $r$  – wektor przemieszczeń międzywęzłowych,  $F$  oraz  $R$  – wektory wewnętrznych i zewnętrznych sił węzłowych.

Podczas rozwiązywania równania (4) dla czasu  $t_n$  wyznacza się rozwiązanie dla chwili następnej  $t_{n+1} = t_n + \Delta t$ , najczęściej opierając się na algorytmie różnic centralnych.

Aby opisać warunki kontaktu między blachą a narzędziami, przyjęto klasyczny model tarcia według prawa Coulomba, w którym relacja między naprężeniem tarcia  $\tau$  i naprężeniami tarcia  $\sigma$  jest wyrażona jako:

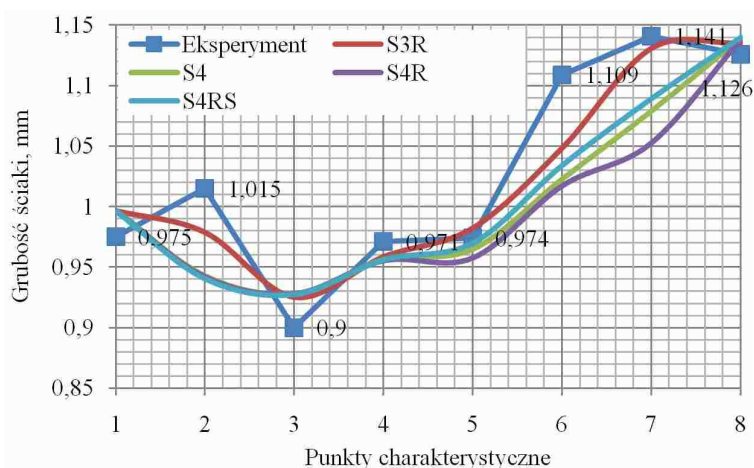
$$\tau = \mu\sigma \quad (6)$$

Anizotropowy eliptyczny model tarcia został zaimplementowany przez określenie różnych współczynników tarcia w dwóch prostopadłych kierunkach na powierzchni styku. Aby zastosować model tarcia anizotropowego wbudowany w programie Abaqus, wprowadzono dwa współczynniki tarcia ( $\mu = 0,12$  i  $\mu = 0,15$ ). Metodologia badawcza oraz urządzenie do określania współczynnika tarcia anizotropowego zostały opisane we wcześniejszych pracach autorów [m.in. 2, 16]. W izotropowym modelu tarcia uwzględniono średni współczynnik tarcia  $\mu = 0,135$ .

## 4. Wyniki

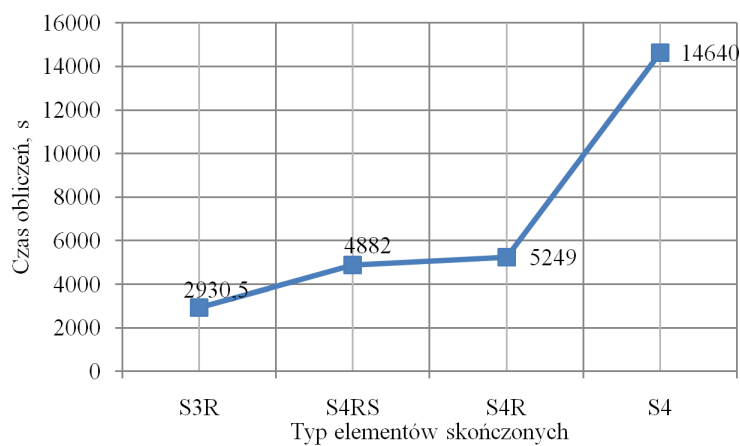
W odniesieniu do wpływu typu elementu skończonego na dokładność przewidywania zmian grubości ścianki wytłoczki najlepsze przybliżenie danych eksperymentalnych zaobserwowano dla elementów typu S3R. Najmniejszą wartość błędów prognozowania grubości obserwuje się na górnej krawędzi wytłoczki (pkt 8 na rys. 4.). Przedstawione na rys. 5. rozkłady grubości blachy dotyczą wytłoczki kształtowanej z krążka o średnicy 56 mm.

Typ elementu skończonego znacząco decyduje o czasie obliczeń. Czas obliczeń dla modelu zawierającego elementy typu S4 jest prawie pięciokrotnie dłuższy niż w przypadku symulacji modelu blachy dyskretyzowanej elementami typu S3R (rys. 5.). Przedstawione na rys. 6. rozkłady grubości ścianki wytłoczek świadczą o tym, że o ile typ elementu jest decydujący, jeżeli chodzi o czas obliczeń, o tyle zarówno rozkład, wartość maksymalnej grubości ścianki oraz miejsce jej występowania są bardzo zbliżone do analizowanych typów elementów.



Rys. 4. Rozkład grubości ścianek wytłoczek cylindrycznych wzdłuż kierunku walcowania blachy

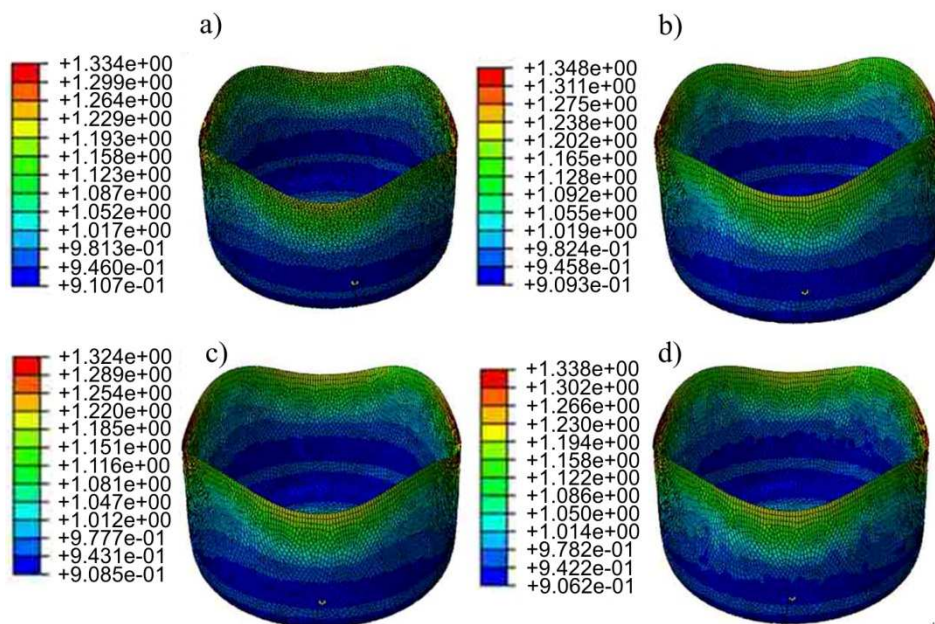
Fig. 4. Distribution of wall thickness of a cylindrical drawpiece along the sheet rolling direction



Rys. 5. Czas trwania symulacji dla poszczególnych typów elementów skończonych

Fig. 5. Duration of calculation for specific types of finite elements

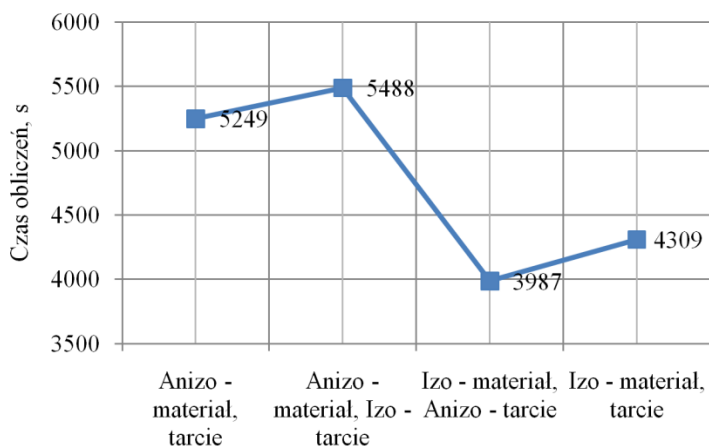
Jak wcześniej wykazano, najlepsze przybliżenia danych eksperymentalnych zapewnia wykorzystanie elementów typu S3R, dla których przeprowadzono analizę wpływu modelu materiału i modelu tarcia na zmianę rozkładu grubości ścianki. Uwzględnienie w modelu numerycznym izotropowych właściwości materiałowych blachy, w połączeniu z obydwoma modelami tarcia, powoduje znaczne przeszacowanie grubości ścianki wytłoczki w obszarze kołnierza. Najlepsze dopasowanie danych numerycznych do danych eksperymentalnych jest widoczne dla strefy ścianki walcowej bocznej, krawędzi wytłoczki oraz punktu leżącego w środku dna wytłoczki.



Rys. 6. Rozkład grubości wytłoczki osiowosymetrycznej z podziałem na typ elementów: a) S3R, b) S4, c) S4R, d) S4RS

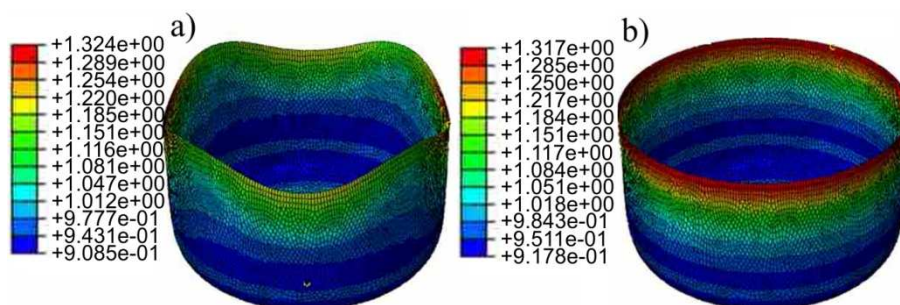
Fig. 6. Distribution of wall thickness of a drawpiece in relation to element type: a) S3R, b) S4, c) S4R, d) S4RS

Uwzględnienie w symulacji anizotropowości materiału, w połączeniu z obydwoma modelami tarcia, wymaga większej mocy obliczeniowej komputera i zajmuje najwięcej czasu (rys. 7.). Anizotropia materiałowa jest decydującym czynnikiem z punktu widzenia możliwości zasymulowania tworzenia się uch wytłoczki (rys. 8.). Założenie modelu anizotropowego tarcia przy modelu izotropowym materiału nie zapewnia odwzorowania płynięcia materiału zgodnego z eksperymentem. Wysokość wytłoczki jest bardzo zbliżona na obwodzie wyrobu. Można więc stwierdzić, że założenie modelu anizotropowego materiału z izotropią tarcia jest rozwiązaniem bardziej poprawnym niż sytuacja odwrotna, uwzględniająca model izotropowy materiału z anizotropią tarcia.



Rys. 7. Wpływ konfiguracji modeli materiału i tarcia na czas obliczeń

Fig. 7. The effect of friction and material models configuration on the computation time



Rys. 8. Rozkład grubości wytłoczki osiowosymetrycznej z podziałem na charakterystykę materiału i tarcia: a) model anizotropowy materiału i tarcia, b) model izotropowy materiału i anizotropowy tarcia

Fig. 8. The distribution of wall thickness of a cylindrical drawpiece for different modeling strategies: a) anisotropy of both material and friction, b) isotropic material and frictional anisotropy

## 5. Podsumowanie

Właściwa analiza numeryczna procesu kształtowania blachy wymaga uwzględnienia wielu nieliniowości związanych między innymi z zachowaniem się materiału, w tym ze zjawiskiem utwardzania odkształceniowego oraz warunkami brzegowymi. Badania wielu autorów koncentrują się głównie na odpowiednim doborze modelu materiałowego blachy. Badania kształtowania cylindrycznych wytłoczek przeprowadzone w tym artykule potwierdzają jednak, że aby dokładnie przewidzieć płynięcie materiału, należy uwzględnić również anizotropię oporów tarcia, wynikającą z kierunkowości topografii powierzchni. Choć

anizotropia oporów tarcia wpływa na wysokość powstających występów na krawędzi wytłoczki, wpływ zjawiska tarcia na nierównomierne płynięcie materiału blachy na obwodzie wytłoczki jest stosunkowo niewielki w porównaniu z anizotropią materiału. Jawna procedura całkowania równań ruchu w warunkach nieliniowości związanych z dużymi przemieszczeniami, właściwościami materiału i warunkami brzegowymi wykazała, że trójwymiarowy trójkątny element S3R typu shell, który jest zdegenerowaną wersją elementu S4R, zapewnia najlepszą prognozę grubości ścianki wytłoczki. Wyniki badań muszą zostać w przyszłości potwierdzone w odniesieniu do przewidywania płynięcia blachy dla różnych materiałów anizotropowych i modeli tarcia.

## Literatura

- [1] Bergman G., Oldenburg M.: A finite element model for thermomechanical analysis of sheet metal forming, *Int. J. Num. Meth. Eng.*, 59 (2004) 1167-1186.
- [2] Trzepieciński T., Gelgele H.L.: Investigation of anisotropy problems in sheet metal forming using finite element method, *Int. J. Mater. Form.*, 4 (2011) 357-359.
- [3] Mataix V., Rossi R., Oñate E., Flores F.G.: Advanced solid elements for sheet metal forming simulation, *J. Phys.: Conf. Ser.*, 734 (2016) 032128.
- [4] Chung W., Kim B., Lee S., Ryu H., Joun M.: Finite element simulation of plate or sheet metal forming processes using tetrahedral MINI-elements, *J. Mech. Sci. Tech.*, 28 (2014) 237-243.
- [5] Wang P., Chalal H., Abed-Meraim F.: Explicit dynamic analysis of sheet metal forming processes using linear prismatic and hexahedral solid-shell elements. *Eng. Computation*, 34 (2017) 1413-1445.
- [6] Feresthteh-Saniee F., Montazeran M.H.: A comparative estimation of the forming load in the deep drawing process, *J. Mater. Process. Tech.*, 140 (2003) 555-561.
- [7] Romanowski W.P.: *Tłoczenie na zimno. Poradnik*, WNT, Warszawa 1962.
- [8] Banabic D.: *Sheet metal forming processes. Constitutive modelling and numerical simulation*, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg 2010.
- [9] Bambach M., Hirt G.: Error analysis in explicit finite element analysis of incremental sheet forming, *AIP Conf. Proc.*, 908 (2007) 859-864.
- [10] Chen L.: Comparisons of explicit and implicit finite element methods for sheet Metal forming, *Adv. Mater. Res.*, 936 (2014) 1836-1839.
- [11] PN-EN ISO 6892-1: 2010. *Metale – Próba rozciągania – Część 1: Metoda badania w temperaturze pokojowej*.
- [12] Li P., He J., Liu Q., Yang M., Wang Q., Yuan Q., Li Y.: Evaluation of forming forces in ultrasonic incremental sheet metal forming, *Aerosp. Sci. and Technol.*, 63 (2017) 132-139.
- [13] Mises R.: *Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand*, nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse, 1913 (1913) 582-592.
- [14] Hill R.: A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals, *Proc. Royal Soc.*, A193 (1948) 281-297.

- [15] Larsson M.: Computational characterization of drawbeads: A basic modelling method for data generation, *J. Mater. Process. Tech.*, 209 (2009) 376-386.
- [16] Trzepieciński T.: 3D elasto-plastic FEM analysis of the sheet drawing of anisotropic steel sheet, *Arch. Civ. Mech. Eng.*, 10 (2010) 95-106.

## NUMERICAL ANALYSIS OF DEFORMATIONS OF DC04 SHEET METAL IN THE AXISYMMETRIC STAMPING PROCESS

### Abstract

This article presents the results of FEM (finite element method) numerical simulations of forming cylindrical drawpieces using the explicit integration procedure in the presence of contact conditions with isotropic and anisotropic friction. The experimental and numerical results obtained in the Abaqus 6.14-5 program are presented. The aim of the experimental research was to analyse material flow in the forming process. These results were used to verify the results of numerical simulations. It has been found that although frictional resistance anisotropy determines the height of the ears of a drawpiece, the influence of the frictional conditions on the final shape of the drawpiece and wall thickness distribution is relatively small compared to the effect of material anisotropy. The research has also shown that numerical analysis with the workpiece discretised by 3-node triangular shell elements S3R provides the best approximation of simulation results to experimental data in the conditions when numerical anisotropy and anisotropy of frictional resistance are included in the numerical model.

**Keywords:** Abaqus, anisotropy, sheet metal forming, finite element method

DOI: 10.7862/rm.2018.13

*Przesłano do redakcji: 01.04.2018*

*Przyjęto do druku: 26.04.2018*



Jan KUSIŃSKI<sup>1</sup>  
Sławomir KĄC<sup>2</sup>  
Kazimierz KOWALSKI<sup>3</sup>  
Paolo MATTEAZZI<sup>4</sup>  
Sergi DOSTA<sup>5</sup>  
Emmanuel GEORGIU<sup>6</sup>

## NATRYSKIWANE ZIMNYM GAZEM POWŁOKI ODPORNE NA ŚCIERANIE

Naukowym i technologicznym celem badań było wytworzenie nanostrukturalnych powłok FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, WC-CoAl, Ni-Sn, TiC/Ti o grubości od 45 do 500 μm. Nanoproszki charakteryzujące się strukturą krystaliczną i równomiernym rozmieszczeniem składników otrzymano, stosując wysokoenergetyczną syntezę mechaniczną. Proszek o strukturze nanokrystalicznej był nanoszony na podłoże bez istotnych zmian jego struktury i właściwości, z wykorzystaniem nowej technologii (natryskiwanie zimnym gazem – CGS), pozwalającej uzyskiwać powłoki o dużej gęstości. Mikrostrukturę oraz skład chemiczny nanoproszków i nanoszonych powłok analizowano, wykorzystując mikroskopię świetlną, TEM, STEM, SEM/EDS, XPS oraz XRD. Ponadto mierzono współczynnik tarcia oraz odporność na ścieranie powłok. Przeprowadzone badania wykazały, że mikrostruktura powłok odpowiada strukturze nanoszonych proszków. Dzięki nanostrukturalnej budowie powłok, właściwej proporcji faz twardych i miękkich, natryskiwane zimnym gazem powłoki wykazują lepsze właściwości trybologiczne w porównaniu z materiałami standardowo stosowanymi w przemyśle i bioinżynierii.

**Słowa kluczowe:** mechaniczna synteza, powłoki metal/ceramika, mikrostruktura, twardość, testy tribologiczne

### 1. Wprowadzenie

Charakterystyka materiału, jego potencjalne zastosowanie oraz kontrola i przewidywanie czasu jego eksploatacji wymagają zrozumienia oddziaływania

---

<sup>1</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Jan Kusiński, AGH Kraków, al. Mickiewicza 30, 30-059 Kraków, e-mail: kusinski@agh.edu.pl

<sup>2</sup> Sławomir Kąc, AGH Kraków, e-mail: Slawomir.Kac@agh.edu.pl

<sup>3</sup> Kazimierz Kowalski, AGH Kraków, e-mail: kkowalsk@agh.edu.pl

<sup>4</sup> Paolo Matteazzi, MBN Nanomaterialia, Treviso, Italy, e-mail: matteazzi@mbn.it

<sup>5</sup> Sergi Dosta, University of Barcelona, Spain, e-mail: sdosta@ub.edu

<sup>6</sup> Emmanuel Georgiou, Catholic University of Leuven, Belgium, e-mail: Emmuel.Georgiou@mtm.kuleuven.be

między powierzchnią materiału i środowiskiem, które na niego oddziałuje. W prawie wszystkich technologiach wytwarzania wyrobów ich warstwy wierzchnie i naniesione powłoki odgrywają szczególną rolę [1, 2]. Celem wytwarzania powłok na powierzchniach elementów maszyn i urządzeń jest ich ochrona przed korozją, zużyciem ściernym i erozyjnym, a tym samym ochrona przed chemicznym, mechanicznym i fizycznym oddziaływaniem środowiska. Natryskiwanie cieplne należy do najbardziej popularnych procesów uszlachetniania warstwy powierzchniowej materiałów spośród wielu różnorodnych procesów, takich jak: techniki zanurzeniowe, techniki napawania łukowego, plazmowego i laserowego, procesy PVD i CVD i inne [3]. Wśród technologii natryskiwania cieplnego należy wyróżnić: tradycyjne natryskiwanie płomieniowe, naddźwiękowe natryskiwanie płomieniowe (HVOF i HVAF), natryskiwanie plazmowe i łukowo-plazmowe oraz natryskiwanie detonacyjne.

Od ponad dwóch dekad coraz częściej jest stosowana nowa technologia – natryskiwanie zimnym gazem (Cold Gas Spraying – CGS). Technologia ta została zastosowana do wytwarzania wysokiej jakości powłok zbudowanych z metali, stopów i kompozytów [3, 4]. Z uwagi na to, że strumień cząstek proszku o dużej prędkości jest wytwarzany przez zimny ( $T < 800^{\circ}\text{C}$ ), wstępnie sprężony, a następnie rozprężony w dyszy de Laval’a gaz, proces jest „niskotemperaturowy”, prowadzony w stanie stałym. Pozwala to na wytwarzanie powłok charakteryzujących się szczególnymi właściwościami [5]. Dotychczasowe badania wskazują, że technologia CGS jest idealnym procesem wytwarzania powłok zbudowanych z materiałów „wrażliwych” na działanie wysokiej temperatury, do których można zaliczyć nanomateriały i materiały amorficzne, jak również materiały o dużym powinowactwie do tlenu, jak aluminium, miedź, tytan, oraz materiały, w których zachodzą przemiany fazowe, a także kompozyty typu osnowa metaliczna–węgliki. W praktyce, w czasie osadzania powłok techniką CGS cząsteczki proszku uzyskują prędkość naddźwiękową od 500 do 900 m/s (możliwe jest uzyskiwanie prędkości do 1200 m/s). Rozpędzone do takiej prędkości cząstki proszku w momencie uderzenia w powierzchnię podłoża ulegają odkształceniu plastycznemu, w wyniku czego spłaszczają się (tworząc tzw. splaty [6]) i tworzą powłokę. Odkształcenie plastyczne cząstek i podłoża ma miejsce wówczas, kiedy cząstki proszku osiągną prędkość większą od tzw. prędkości krytycznej. Tworzenie powłoki przez połączenia cząstek dolatujących z dużą prędkością następuje w wyniku tarcia na granicach cząstka/podłoże oraz cząstka/cząstka [7, 8].

Głównymi zaletami powłok nanoszonych techniką CGS są: występowanie w nich głównie naprężeń ściskających, struktura „warstwowa”, prawie 100% gęstość, brak obecności tlenków, wtrąceń niemetalicznych i innych defektów. Na podstawie analizy bogatej literatury można wnioskować, że w porównaniu z innymi technologiami natryskiwania cieplnego technologia CGS ma wiele zalet [9-12]. Z uwagi na to, że w procesie CGS jest wykorzystywana wysoka energia kinetyczna cząstek o niskiej temperaturze, rozrost ziarna jest ograniczony. Dzięki

temu możliwe jest otrzymywanie powłok z proszków o strukturze nanometrycznej.

Z uwagi na szczególne właściwości fizyczne i mechaniczne znacznie przekraczające właściwości materiałów krystalicznych i mikrokrystalicznych, materiały nanostrukturalne i nanopowłoki stanowią od wielu lat przedmiot wszechstronnych badań [13, 14]. Na przestrzeni minionych lat wielokrotnie wykazano, że zastosowanie materiałów nanostrukturalnych do wytwarzania wysokojakościowych powłok zapewnia im dużą odporność na ścieranie, niski współczynnik tarcia (również w wysokich temperaturach) i odporność na chemiczne oddziaływanie środowiska [9, 13].

W prezentowanej pracy przedmiotem badań są struktura i właściwości tribologiczne czterech rodzajów powłok: FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, WC-CoAl, Ni-Sn, TiC/Ti, nanoszonych techniką CGS. Celem badań było wytworzenie powłok, w których miedź, aluminium, kobalt, cyna oraz tytan stanowią „miękką” osnowę, podczas gdy tlenki, węgliki i fazy międzymetaliczne: Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, WC, Ni<sub>3</sub>Sn, Ni<sub>3</sub>Sn<sub>2</sub>, TiC, rozmieszczone równomiernie w osnowie spełniają rolę twardych, niemetalicznych cząstek umacniających.

Dobrym właściwościami mechanicznymi stopów tytanu, w porównaniu z tradycyjnie stosowanymi materiałami inżynierskimi, nie towarzyszy odpowiednio wysoka odporność na ścieranie. Poprawę ich właściwości tribologicznych można uzyskać przez zastosowanie powłok, wykorzystując Ti jako miękką, plastycznie odkształcającą się osnowę, wiążącą twarde, umacniające powłokę cząstki TiC. Tym samym, przez odpowiedni dobór udziału objętościowego cząstek TiC i ich wielkości oraz równomierne rozmieszczenie w miękkiej osnowie Ti, można uzyskać powłoki o wysokiej twardości oraz odporności na ścieranie, oraz o właściwościach chemicznych podobnych do tytanu i jego stopów [10-12].

Właściwości tribologiczne nanostrukturalnych powłok FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, WC-CoAl, Ni-Sn, TiC/Ti nanoszonych techniką CGS były porównywane z właściwościami materiałów powszechnie stosowanych w praktyce przemysłowej i zastosowaniach biomedycznych.

Szczegółowe wyniki badań dotyczące powłok FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, Ni-Sn oraz TiC/Ti opublikowano we wcześniejszych pracach autorów [9, 12, 15], natomiast większość wyników prezentowanych w niniejszej pracy dotyczy powłok WC-CoAl.

## 2. Materiał i metodyka badań

Proszki wytwarzano drogą mechanicznej syntezy poszczególnych składników dobranych w odpowiednich proporcjach, według procedury (Mechanomade<sup>®</sup> w MBN, Vascon, Włochy) przedstawionej szczegółowo w publikacji [16]. W ten sposób uzyskano proszek o wielkości cząstek 15-40 μm, z twardymi cząstkami umacniającymi Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, WC, Ni<sub>3</sub>Sn, Ni<sub>3</sub>Sn<sub>2</sub> oraz TiC, rozmieszczonymi w nanometrycznej osnowie Al, Cu, Ti lub Co-Al, o wielkości ziarna 20-50 nm. W kolej-

nym etapie badań wytworzone proszki FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, WC-CoAl, Ni-Sn i TiC/Ti nanoszono techniką CGS (z wykorzystaniem systemu KINETICS 4000® firmy Impact Innovations GmbH, Niemcy) na odpowiednio przygotowane podłoża z różnych materiałów (piaskowane płytki o wymiarach 50 x 20 x 5 mm). Proszki FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> oraz WC-CoAl nanoszono na podłoże ze stali konstrukcyjnej i stopu aluminium [9], TiC/Ti na podłoże ze stopu Ti6Al4V [12], natomiast Ni-Sn na podłoże ze stopu Inconel 718 [15]. Podczas nanoszenia proszków parametrami zmiennymi były: ciśnienie i temperatura gazu, odległość dyszy od podłoża, szybkość przemieszczania dyszy względem podłoża, stopień zachodzenia poszczególnych ściągów oraz liczba nałożonych kolejno warstw.

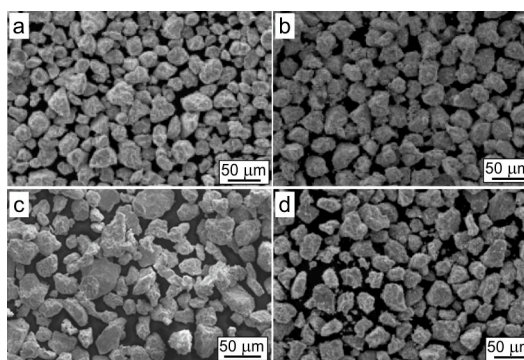
Mikrostrukturę i skład chemiczny proszków oraz powłok badano za pomocą mikroskopu skaningowego (SEM) FEI XL 30 FEG, wyposażonego w przystawkę EDS do mikroanalizy rentgenowskiej oraz za pomocą transmisyjnej mikroskopii elektronowej (TEM), wykorzystując mikroskopy JEOL JEM-200CX oraz Tecnai G2 F20. Cienkie folie do badań za pomocą TEM przygotowywano zarówno z cząstek proszków, jak i naniesionych powłok, stosując technikę zogniskowanej wiązki jonów Ga (FIB) w urządzeniu Dual Beam FEI oraz przez ścienianie jonowe 3 mm dysków wyciętych z powłok równolegle do ich powierzchni za pomocą ścieniarki PIPS firmy Gatan. Badania składu fazowego proszków i naniesionych powłok prowadzono za pomocą dyfrakcji promieni rentgenowskich (XRD), stosując dyfraktometr Empyrean Dy 1061, wykorzystując promieniowanie lampy CuK $\alpha$  ( $\lambda = 0,154$  nm) w geometrii Bragg-Brentano. W celu określenia składu oraz stanów chemicznych pierwiastków na powierzchni proszków i powłok użyto rentgenowskiej spektroskopii fotoelektronów (XPS), stosując urządzenie firmy VSW Ltd. wyposażone w analizator energii elektronów pracujący w trybie stałej energii transmisji 22 eV. Użyto promieniowania MgK $\alpha$  (1253,6 eV). Kalibracji skali energii wiązania elektronów dokonywano, opierając się na położeniu linii przypadkowego węgla C 1 s na wartości 284,8 eV. Twardość i mikrotwardość naniesionych powłok mierzono w 10 różnych miejscach na przekroju powłok za pomocą twardościomierza Tukon 2500 firmy Wolpert-Wilson. Przed testami odporności na ścieranie próbki z powłokami były szlifowane za pomocą papierów ściernych i polerowane pastą diamentową do chropowatości powierzchni Ra ~ 0,1  $\mu$ m. Odporność na ścieranie mierzono za pomocą tribometru opisanego w pracy [15] w temperaturze pokojowej. Próbką trącą był wypolerowany trzpień zakończony kuliście (Ra ~ 0,1  $\mu$ m, r = 5 mm), wykonany ze stali 100Cr6 o twardości 800 HV, który w trakcie testu ścierania był obciążony siłą 2 N. Przemieszczał się nad badaną próbką z częstotliwością 2 Hz, na dystansie 200  $\mu$ m w czasie 10 000 i 110 000 cykli. Wszystkie testy ścierania były powtarzane trzykrotnie na każdej z próbek, a pomiar zużycia stanowi średnią wartość tych pomiarów.

### 3. Wyniki badań i ich dyskusja

Na rysunku 1. pokazano obrazy SEM proszków FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, WC-CoAl, Ni-Sn i TiC/Ti otrzymanych techniką mechanicznej syntezy na potrzeby realizowanych badań. Analiza obrazów wskazuje, że w wyniku mechanicznej syntezy tworzą się agregaty proszków o nieregularnych kształtach, które po przesianiu posiadały średnicę w granicach 15-40 μm, co pozwalało uzyskać zbliżoną energię kinetyczną cząstek podczas natryskiwania powłok, gwarantującą zwartą i jednorodną budowę natryskiwanego materiału. Szczegółowa analiza TEM cienkiej folii wyciętej z cząsteczki proszku WC-CoAl techniką FIB (rys. 2.) pokazuje, że drobne cząstki węglików WC są rozmieszczone równomiernie w nanostrukturalnej osnowie CoAl, co zostało potwierdzone charakterystyczną pierścieniową dyfrakcją elektronową (zamieszczoną w prawym górnym rogu na rys. 2a). Rysunki 2b i c przedstawiają spektrogramy EDS zarejestrowane w odpowiednio oznaczonych obszarach na rys. 2a (z węglika WC – b oraz osnowy CoAl – c).

Rys. 1. Obrazy SEM pokazujące typową morfologię proszków otrzymanych w wyniku mechanicznej syntezy: a) FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, b) WC-CoAl, c) Ni-Sn, d) TiC/Ti

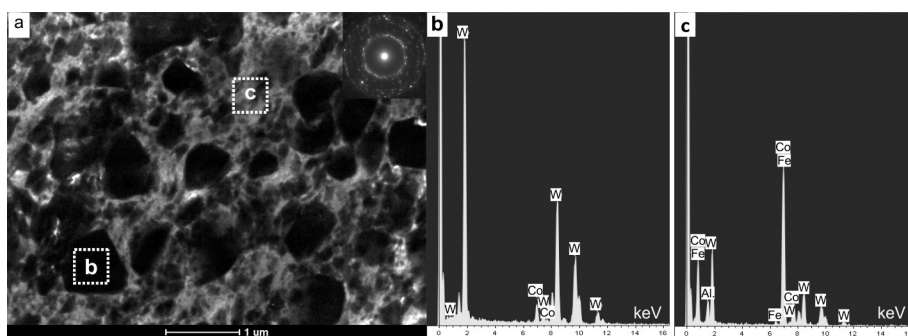
Fig. 1. SEM images showing typical morphologies of powders produced by mechanical synthesis: a) FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, b) WC-CoAl, c) Ni-Sn, d) TiC/Ti



Wcześniejsze badania [9, 12, 15, 16] wykazały, że metoda mechanicznej syntezy proszków pozwala uzyskać cząsteczki proszków charakteryzujące się jednorodnym składem chemicznym oraz równomiernym rozmieszczeniem niemetalicznych faz umacniających (tlenków, węglików i faz międzymetalicznych) w nanostrukturalnej osnowie. Badania TEM (mikrofotografie i dyfraktogramy pierścieniowe) potwierdzają różną wielkość cząstek, WC, które są rozmieszczone w osnowie CoAl. Widoczne są cząstki WC o bardzo małych (rozmiar kilkunastu nanometrów) i większych (wielkości kilkaset nanometrów) rozmiarach.

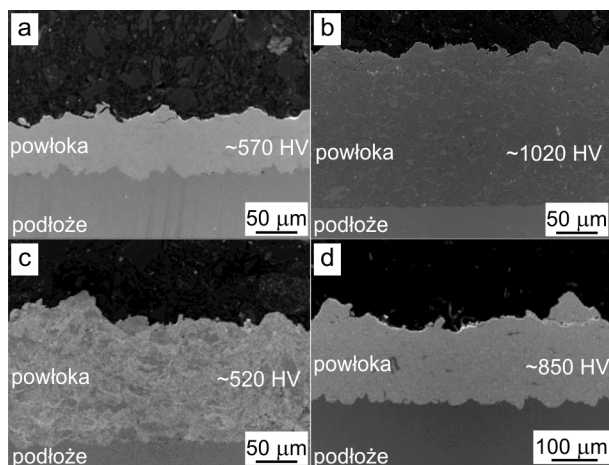
W wyniku natryskiwania naddźwiękowego zimnym gazem wytworzono gęste powłoki cermetalowe FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, WC-CoAl, Ni-Sn i TiC/Ti. Grubość powłok zmieniała się w zakresie od 45 do 500 μm. Typowe przekroje metalowo-ceramicznych powłok kompozytowych natryskiwanych zimnym gazem przedstawiono na rys. 3. Obserwacje SEM wykazały, że wszystkie powłoki otrzymane po optymalizacji parametrów procesu CGS są jednorodne, gęste, a między po-

włoką a podłożem występuje dobrej jakości połączenie. Podczas procesu natryskiwania miękkie metale, pełniące funkcję osnowy, ulegają silnej deformacji, podczas gdy cząstki ceramiczne pozostają nieodkształcone, pełniąc funkcję cząstek umacniających powłokę kompozytową.



Rys. 2. Obraz TEM (a) pokazujący morfologię cząstki proszku WC-CoAl, dyfrakcja pierścieniowa wskazująca na nanostrukturalną budowę osnowy Co-Al, (b i c) spektrogramy EDS zarejestrowane w odpowiadających obszarach na mikrofotografii (a)

Fig. 2. TEM image (a) showing morphology of the WC-CoAl powder particle, ring diffraction pattern indicates nanostructured character of Co-Al matrix, (b and c) EDS spectrograms recorded in the marked areas on micrograph (a)



Rys. 3. Obrazy SEM przekrojów powłok otrzymanych techniką CGS: a) FeCuAl- $\text{Al}_2\text{O}_3$ , b) WC-CoAl, c) Ni-Sn, d) TiC/Ti. Podane wartości twardości HV są średnimi 5 pomiarów

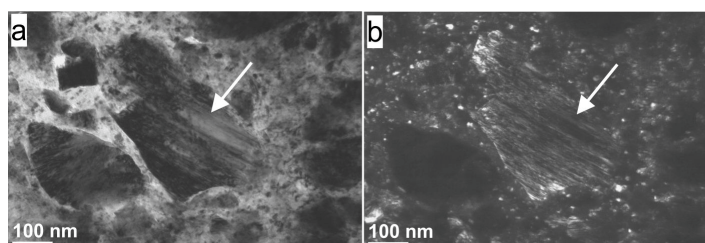
Fig. 3. SEM images show cross-sections of CGS coatings: a) FeCuAl- $\text{Al}_2\text{O}_3$ , b) WC-CoAl, c) Ni-Sn, d) TiC/Ti. Presented values of hardness HV are averages of 5 measurements

Wzrost twardości powłoki jest wynikiem efektu utwardzania odkształceniowego, wynika również z obecności bardzo twardych, superdrobnych cząstek ceramicznych. W obszarze połączenia powłoki i podłoża widoczny jest duży stopień deformacji podłoża przez padające cząstki proszków tworzących powłokę, co znacząco poprawia połączenie pomiędzy powłoką a podłożem. Powłoki

WC-CoAl osadzone metodą CGS na podłożu ze stopu aluminium mają zmienną (zależną od parametrów procesu osadzania) grubość w przedziale od 45 do 180  $\mu\text{m}$ , przy czym grubość ta jest stosunkowo jednorodna dla poszczególnych powłok. Obserwacje SEM przekrojów powłok wykazują, że posiadają one dobrą przyczepność do podłoża (rys. 3b).

Badania TEM (rys. 4.) potwierdzają strukturę wykonaną z małych cząstek (wielkości nanometrycznych) WC osadzonych w osnowie CoAl. Taka mikrostruktura jest korzystna, ponieważ małe i twarde cząstki WC zapewniają wysoką twardość i odporność na zużycie powłok, a stosunkowo miękki materiał osnowy CoAl zapewnia wysoką udarność. Ponadto mocno rozdrobnione i równomiernie rozmieszczone w osnowie cząstki węgla korzystnie wpływają na właściwości mechaniczne.

Badania TEM powłok WC-CoAl wskazują, że w ich mikrostrukturze obserwuje się zarówno większe (o średnicy 150-200 nm), jak i bardzo drobne cząstki WC o średnicy kilkunastu nm (rys. 4.). Szczegółowe obserwacje TEM wskazują ponadto na bardzo mocne zdeformowanie mikrostruktury powstałych powłok, co potwierdza silne odkształcenie materiału i powstanie naprężeń ściskających.



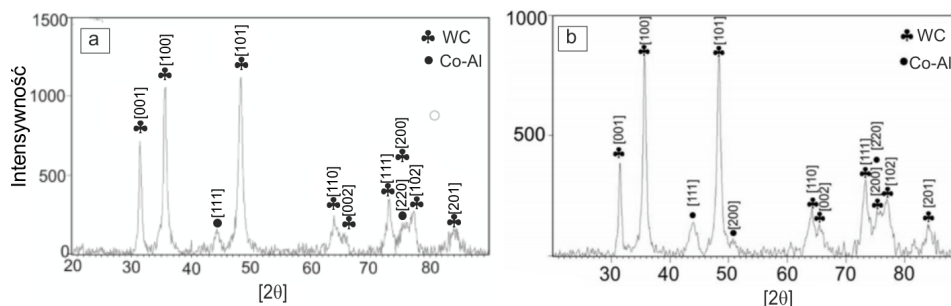
Rys. 4. Obraz TEM mikrostruktury powłoki WC-CoAl natryskiwanej metodą CGS z widocznymi większymi, silnie odkształconymi oraz bardzo drobnymi węglkami WC: a) obraz w jasnym polu, b) obraz w ciemnym polu

Fig. 4. TEM images of WC-CoAl coating deposited by the CGS method, showing larger, mostly deformed and very fine WC carbides: a) bright-field image, b) dark-field image

Badania proszków oraz powłok za pomocą rentgenowskiej analizy fazowej (rys. 5.) wykazują, że w ich składzie można zidentyfikować węgiel wolframu WC oraz materiał osnowy CoAl. Analiza składu fazowego przeprowadzona metodą XRD (rys. 5b) pokazuje, że w składzie powłok można wyróżnić, podobnie jak w przypadku proszków przygotowanych w procesie mechanicznej syntezy (rys. 5a), które są materiałem wyjściowym do natryskiwania, jedynie cząstki wzmacniające WC oraz osnowę CoAl. Średnia wielkość krystalitów obliczona metodą Williamsona-Halla dla fazy WC zawiera się pomiędzy 22 a 95 nm, w zależności od parametrów osadzania. Badania dyfrakcji rentgenowskiej powłok WC-CoAl

wskazują, że udział objętościowy poszczególnych faz można oszacować: dla fazy WC około 78% i dla fazy CoAl około 22%.

Rysunek 6. przedstawia wyniki analizy XPS proszku oraz powłok WC-CoAl wraz z ich interpretacją. Metoda XPS pozwala na analizę wierzchniej warstwy materiału o grubości zaledwie kilku nanometrów. Jest to zatem metoda wybitnie powierzchniowa. Pokazano tylko analizy pierwiastków metalicznych, ale analizowano także linię węgla oraz tlenu. Aluminium i kobalt na powierzchni proszków występują tylko w jednym stanie chemicznym, jako tlenki  $\text{Al}_2\text{O}_3$  oraz  $\text{CoO}$ .



Rys. 5. Wyniki rentgenowskiej analizy fazowej proszku (a) otrzymanego w procesie mechanicznej syntezy i powłoki WC-CoAl (b) natrykiwanej metodą CGS

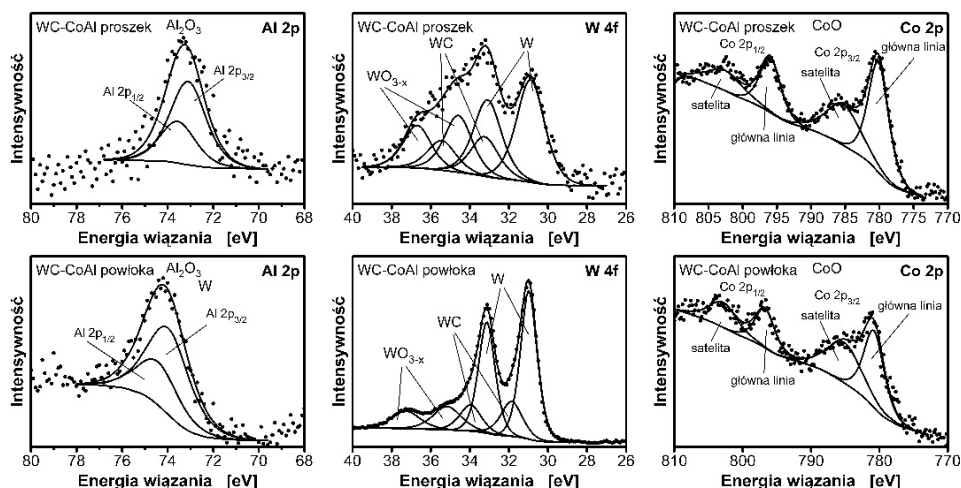
Fig. 5. X-ray diffraction pattern of the powder (a) obtained in the process of mechanical synthesis and WC-CoAl (b) coating deposited by the CGS method

Wolfram występuje w nieco bardziej złożonym stanie chemicznym, gdyż widoczny jest wolfram metaliczny, w postaci węgliku WC oraz w postaci niestechiometrycznego tlenku  $\text{WO}_{3-x}$ . W przypadku powłoki stwierdzono identyczne stany chemiczne Al, W i Co, ale nieco zmienione są ich stosunki ilościowe. Powierzchnia powłoki jest bogatsza w wolfram. Aluminium i kobalt na powierzchni są całkowicie utlenione, podobnie jak w proszku, natomiast znacznie mniejsza jest ilość wolframu zawartego w tlenku, a większa w postaci metalicznej i w węgliku w porównaniu z proszkiem. Ponadto stosunek ilości węgliku do wolframu metalicznego wzrósł w porównaniu z proszkiem.

Analiza XPS wykazała, że proszki otrzymane w wyniku wysokoenergetycznego mielenia w atmosferze ochronnej stają się aktywne chemicznie i ich powierzchnia na skutek późniejszego kontaktu z powietrzem utleniła się. Udział tlenków w warstwie wierzchniej powłok zmniejsza się w porównaniu z proszkami.

Skład chemiczny i fazowy warstwy wierzchniej wykazuje zatem pewne odstępstwa od składu wnętrza dużych aglomeratów nanoziaren, których skład chemiczny i fazowy określiły analizy EDS oraz XRD.



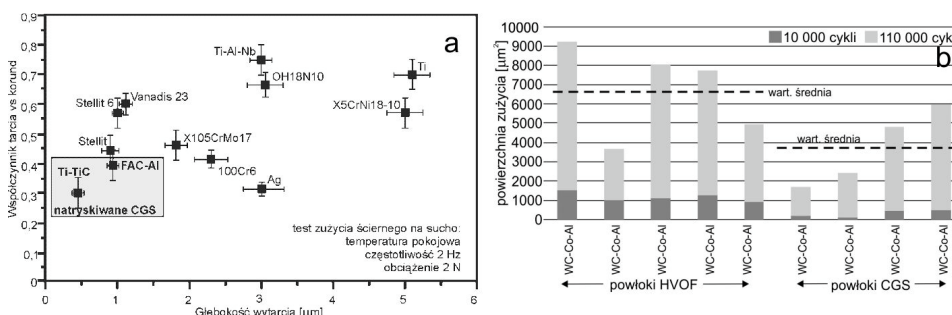


Rys. 6. Analiza XPS proszku WC-CoAl oraz naniesionej powłoki  
 Fig. 6. XPS analysis of the WC-CoAl powder and the deposited coating

Jak wcześniej wspomniano, natryskiwane powłoki mogą być stosowane w różnych układach tribologicznych, jako powłoki o dużej odporności na ścieranie. W ramach badań wykonano pomiary współczynnika tarcia natrykiwanych powłok i porównano ze współczynnikami tarcia dla innych materiałów powszechnie stosowanych jako powłoki zabezpieczające przed zużyciem ściernym (rys. 7.). Wyniki pomiarów wskazują, że zarówno powłoka Ti/TiC, jak i powłoka FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> posiadają niższy współczynnik tarcia (w skojarzeniu w węzle tarcia z przeciwpróbką korundową) niż inne materiały odniesienia, np. stal proszkowa, stellity czy stale stopowe. Wyniki pomiarów zaprezentowane na diagramie (rys. 7a) wskazują, że powłoki te charakteryzują się również znacząco mniejszym zużyciem ściernym (wyrażonym przez głębokość wytarcia) niż inne badane materiały odniesienia: stal proszkowa, stellity czy stale stopowe. Wyniki pomiarów zaprezentowane na diagramie (rys. 7a) wskazują, że powłoki te charakteryzują się również znacząco mniejszym zużyciem ściernym (wyrażonym przez głębokość wytarcia) niż inne badane materiały odniesienia. Szczegółowe wyniki badań przedstawiono we wcześniejszych publikacjach autorów [9, 14]. Testom odporności na zużycie ściernie poddano również powłoki cermetalowe WC-CoAl natryskiwane zimnym gazem (rys. 7b). Wyniki pomiarów wykazały, że posiadają one doskonałą odporność na zużycie.

Wykonano również testy odporności na ścieranie dla powłok WC-CoAl natrykiwanych termicznie powszechnie stosowaną metodą HVOF oraz powłok natrykiwanych metodą CGS. Wyniki pomiarów wykazują, że nanokrystaliczne powłoki nanoszone metodą CGS posiadają znacznie lepszą odporność na ścieranie niż powłoki natryskiwane metodą HVOF.

W zestawieniu (rys. 7b) podano wyniki dla serii próbek natryskiwanych przy tych samych parametrach procesów, a linią przerywaną zaznaczono wartości średnie zużycia dla każdego z procesów natryskiwania.



Rys. 7. Wyniki testów odporności na ścieranie powłok (FAC-Al – FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) natryskiwanych metodą CGS w porównaniu z innymi materiałami (a) oraz testów odporności na ścieranie powłok WC-CoAl natryskiwanych metodą CGS w porównaniu z powłokami natryskiwanyymi metodą HVOF (b)

Fig. 7. The results of the wear resistance tests of CGS (FAC-Al – FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) coatings in comparison with other materials (a) and wear resistance tests of WC-CoAl coatings sprayed with the CGS method in comparison with HVOF-deposited coatings (b)

#### 4. Podsumowanie

Proszki z różnych materiałów: FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, WC-CoAl, Ni-Sn, TiC/Ti, jako materiały wyjściowe do natryskiwania powłok metodą CGS wytworzono techniką mechanicznej syntezy. Tak przygotowane proszki posiadały wielkość ziarna w zakresie od 15 do 40 μm oraz nanokrystaliczną strukturę, np. dla proszku WC-CoAl wielkość krystalitów wynosiła od 10 do 20 nm. Powłoki nałożone na podłoża metodą CGS posiadały dobrą adhezję do materiału podłoża, które w procesie natryskiwania ulegało silnej deformacji. Powłoki posiadają wysoką gęstość, nie obserwowano w nich istotnej porowatości czy delaminacji. Powłoki posiadają strukturę warstwową, powstałą na skutek uderzeń o ogromnej energii kolejnych cząstek proszków, które ulegają silnej deformacji i wzajemnie łączą się adhezyjnie i mechanicznie. Wytworzone powłoki posiadają budowę metalowo-ceramicznych kompozytów, gdzie fazą umacniającą są Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, WC, Ni<sub>3</sub>Sn, Ni<sub>3</sub>Sn<sub>2</sub> oraz TiC, natomiast osnowę stanowią metale: Al, Cu, Ti czy stop CoAl. Wytworzone powłoki posiadają korzystne właściwości tribologiczne, takie jak niski współczynnik tarcia oraz dobra odporność na ścieranie w porównaniu z innymi materiałami stosowanymi jako odporne na ścieranie powłoki. Ponadto testy odporności na ścieranie wykazują, że metaliczno-ceramiczne powłoki kompozytowe WC-CoAl, natryskiwane metodą CGS cechują się prawie dwukrotnie lepszą odpornością na

ścieranie niż powłoki z tego samego materiału, ale natryskiwane powszechnie stosowaną metodą HVOF.

### Podziękowania

Badania sfinansowano ze środków statutowych Wydziału Inżynierii Metali i Informatyki Przemysłowej AGH, umowa nr: 11.11.110.295. Częściowo wykorzystano do badań materiały wytworzone w ramach projektu UE Supersonic, nr FP7-NMP-2008 LARGE-2 CP-IP 228814-2.

### Literatura

- [1] Rickerby D.S., Matthews A.: *Advanced Surface Coatings: a Handbook of Surface Engineering*, Chapman and Hall, New York 1991.
- [2] Burakowski T., Wierzchoń T.: *Surface engineering of metals: principles, equipment, technologies*, CRC Press, 1999.
- [3] Davis J.R.: Editor, *Surface Engineering for Corrosion and Wear Resistance*, ASM International, 2001.
- [4] Jodoin B., Ajdelsztajn L., Sansoucy E., Zúñiga A., Richer P., Lavernial E.J.: Effect of particle size, morphology, and hardness on cold gas dynamic sprayed aluminum alloy *coatings*, *Surface Coatings Technol.*, 201 (2006) 3422-3429.
- [5] Fauchais P., Vardelle A., Dussoubs B.: Quo vadis thermal spraying?, *J. Thermal Spray Technol.*, 10 (2001) 44-66.
- [6] Senderowski C.: *Żelazowo-aluminiowe intermetaliczne systemy powłokowe uzyskiwane z naddźwiękowego strumienia metalizacyjnego*, Wydawnictwo WAT, Warszawa 2015.
- [7] Assadi H., Gärtner F., Stoltenhoff T., Kreye H.: *Acta Materialia*, 51 (2003) 379-4394.
- [8] Cadney S., Brochu M., Richer P., Jodoin B.: Cold gas dynamic spraying as a method for freeforming and joining materials, *Surface Coatings Technol.*, 202 (2008) 2801-2806.
- [9] Georgiou E.P., Achanta S., Dosta S., Fernandez J., Matteazzi P., Kusiński J., Piticescu R.R., Celis J.-P.: Structural and tribological properties of supersonic sprayed Fe-Cu-Al-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nanostructured cermets, *Applied Surface Scie.*, 275 (2013) 142-147.
- [10] Leyens C., Peters M., eds.: *Titanium and titanium alloys*, Wiley-VCh., Weinheim 2003.
- [11] Alman D.E., Hawk J.A.: The abrasive wear of sintered titanium matrix-ceramic particle reinforced composites, *Wear*, 225-229 (1999) 629-639.
- [12] Kaç S., Szwachta G., Kusiński J., Matteazzi P., Colella A., Dosta S., Fernandez J., Garcia-Forgas J.: *Structural and chemical investigation into Ti/TiC coatings deposited with Cold Gas Spraying (CGS)*, *Mater. Eng.*, 35 (2014) 150-153.
- [13] Guilemany J.M., Dosta S., Nin J., Miguel J.R.: Study of the properties of WC-Co nanostructured coatings sprayed by high-velocity oxyfuel, *J. Thermal Spray Technol.*, 14 (2005) 405-413.

- [14] Basak A.K., Celis J.-P., Vardavoulias M., Matteazzi P.: Effect of nanostructuring and Al alloying on friction and wear behaviour of thermal sprayed WC-Co coatings, *Surface Coatings Technol.*, 206 (2012) 3508-3516.
- [15] Kusiński J., Kaç S., Kowalski K., Dubiel B., Dymek S., Czyska-Filemonowicz A., Dosta S., Celis J.-P., Georgiou E., Matteazzi P.: Microstructural characterization of nanostructured supersonic sprayed Ni-Sn coatings after wear tests at elevated temperature, *Int. J. Mater. Research*, 106 (2015) 750-757.
- [16] Matteazzi P., Alcalá M.: Mechanomaking of Fe/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> and FeCr/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nanocomposites powders fabrication, *Mater. Sci. Eng. A*, 230 (1997) 161-170.

## WEAR RESISTANT COATINGS DEPOSITED BY COLD GAS SPRAYING

### Abstract

The basic scientific and technological aim of the research was the generation of nano-structured FeCuAl-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, WC-CoAl, Ni-Sn, TiC/Ti coatings having thicknesses of about 100-500 μm. High energy ball milling synthesis allowed the production of powders characterized by fine and homogeneous chemical distribution of elements, and an "ultrafine" (nanometer scale) crystalline structure. A new powerful deposition technology (Cold Gas Spray – CGS) was used to transfer the nanophased powder onto the substrate in the form of a dense coating with very little or no change of crystal structure and properties. The microstructure and composition of all prepared nano-powders and deposited coatings were investigated using light microscopy, TEM, STEM, SEM/EDS, XPS and XRD techniques. Hardness, and measurement of the coefficient of friction and wear resistance were carried out on the deposited coatings. It was found that the microstructure of the powder is maintained in the deposited coating. The nanophased structure, with an appropriate balance of hard and soft phases, allows the CGS coatings to exhibit better tribological properties than that of the examined benchmark materials.

**Keywords:** high energy ball milling, cermet coatings, microstructure, hardness, tribological tests

DOI: 10.7862/rm.2018.14

*Przesłano do redakcji: 27.04.2018*

*Przyjęto do druku: 22.05.2018*

Wiesław MASŁOWSKI<sup>1</sup>

Tadeusz OPARA<sup>2</sup>

Michał BUREK<sup>3</sup>

## STANOWISKO DO WYZNACZANIA POŁOŻENIA ŚRODKA MASY CIAŁA CZŁOWIEKA

W artykule opisano stanowisko do wyznaczenia położenia środka masy ciała człowieka. Konstrukcję stanowiska oparto na dźwigni jednostronnej. Metodę tę jako pierwszy zastosował i opisał Emil du Bois-Reymond. Stanowisko jest elementem wyposażenia laboratorium posturografii Wyższej Szkoły Oficerskiej Sił Powietrznych w Dęblinie, w której są prowadzone badania zdolności do utrzymania równowagi statycznej kandydatów na pilotów wojskowych. Informację ilościową określającą funkcjonowanie układu utrzymania równowagi można uzyskać przez badania posturograficzne. Obejmują one wyznaczenie położenia środka masy ciała badanej osoby, co jest niezbędne do oceny podstawowych parametrów opisujących równowagę człowieka w postawie stojącej. Uzyskane wyniki pozwoliły na wyznaczenie parametrów rozkładu statystycznego względnej wysokości środka masy ciała dla licznej grupy młodych mężczyzn i kilku kobiet. Grupa ta ma charakter specyficzny, gdyż są to osoby w podobnym wieku, których potencjalna przydatność do zawodu pilota została już wcześniej potwierdzona przez szczegółowe badanie stanu zdrowia, sprawności fizycznej i psychotechnicznej.

**Słowa kluczowe:** środek masy ciała człowieka, kalibracja liniowa, system antropokinetyczny, posturografia

### 1. Wprowadzenie

Środek ciężkości ciała jednorodnego (o stałej gęstości) pokrywa się z jego środkiem geometrycznym. W przypadku brył o regularnych kształtach może być on wyznaczony metodami analitycznymi. W przypadku obiektu niejednorodnego, zwłaszcza o skomplikowanym i niesymetrycznym kształcie, teoretyczne wyznaczenie punktu równoważenia się sił i momentów sił jest znacznie trudniejsze. Z tego powodu są stosowane metody empiryczne. Dodatkową komplikacją jest konieczność uwzględnienia możliwości zmiany jego kształtu, co wymaga jednoznacznego określenia warunków pomiaru.

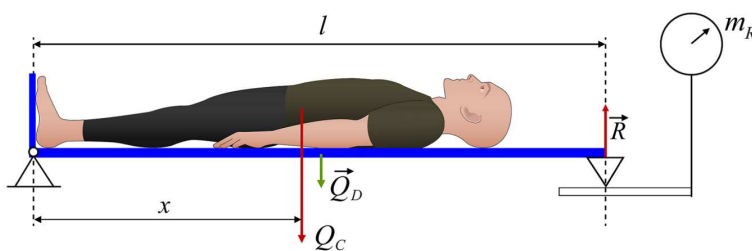
<sup>1</sup> Wiesław Masłowski, WSOSP Dęblin, e-mail: w.maslowski@wsosp.pl

<sup>2</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Tadeusz Opara, Uniwersytet Technologiczno-Humanistyczny, 26-600 Radom, ul. Krasickiego 54, e-mail: opara@uthrad.pl

<sup>3</sup> Michał Burek, WSOSP Dęblin, e-mail: m.burek@wsosp.pl

## 2. Wyznaczanie środka masy ciała człowieka metodą dźwigni jednostronnej

Ciało człowieka ma budowę niejednorodną, nieregularny kształt i niesymetryczny rozkład masy. Kształt sylwetki zmienia się w trakcie aktywności życiowej (ruchy głowy, tułowia, kończyn dolnych i górnych). Do wyznaczenia środka masy ciała człowieka w określonej pozycji można wykorzystać metodę dźwigni dwustronnej lub jednostronnej. Środek masy jest zwykle definiowany dla pozycji leżącej, a jego pełny opis wymaga określenia trzech współrzędnych. W zastosowaniach praktycznych najczęściej korzysta się z odległości  $x$  do płaszczyzny oparcia stóp (rys. 1.), którą można wyznaczyć metodą dźwigni jednostronnej. Metodę tę jako pierwszy zastosował i opisał Emil du Bois-Reymond [1-4].



Rys. 1. Człowiek leżący na powierzchni dźwigni jednostronnej z ogranicznikiem

Fig. 1. A man lying on the surface of a one-sided lever with a stop

Rysunek 1. przedstawia człowieka o masie  $m_C$ , leżącego na płaskiej, sztywnej płycie o masie  $m_D$ , której powierzchnia jest prostopadła do kierunku siły ciężkości  $\vec{Q}$ . Całkowity moment siły od masy rozłożonej wzdłuż długości  $l$  można przedstawić jako sumę momentów ( $\vec{M}_D + \vec{M}_C$ ) od sił skupionych w środku ciężkości dźwigni i leżącego człowieka. Jest on równoważony momentem  $\vec{M}_R$  od siły reakcji  $\vec{R}$  podpory działającej na jej swobodny koniec oraz momentem  $\vec{M}_O$  od pionowego ogranicznika stóp badanego, znajdującego się na jej drugim krańcu.

Z warunku równowagi obciążonej dźwigni:

$$\vec{M}_D + \vec{M}_C + \vec{M}_O + \vec{M}_R = 0 \quad (1)$$

$$l_D \cdot m_D \cdot g + x \cdot m_C \cdot g - \frac{1}{2} d \cdot m_O \cdot g - l \cdot R = 0 \quad (2)$$

można wyznaczyć  $x$ :

$$x = \frac{R \cdot l + \frac{1}{2} d \cdot m_O \cdot g - l_D \cdot m_D \cdot g}{m_C \cdot g} \quad (3)$$

gdzie:  $g$  – przyspieszenie ziemskie,  $l_D$  – odległość środka ciężkości dźwigni od płaszczyzny ogranicznika pionowego,  $m_O$  – masa płyty ogranicznika pionowego,  $d$  – grubość płyty ogranicznika pionowego.

Uwzględniając, że ciężar człowieka  $Q_C$  i siłę reakcji  $R$  wyznacza się, korzystając z wag tensometrycznych, zależność (3) można przedstawić w postaci:

$$x = \frac{2(l \cdot m_R - l_D \cdot m_D) + m_O \cdot d}{2m_C} \quad (4)$$

gdzie  $m_R$  – wskazanie wagi obciążonej wolnym końcem dźwigni.

Do realizacji metody du Bois-Reymonda skonstruowano stanowisko pomiarowe składające się z dźwigni jednostronnej, której prawy koniec opiera się na płaszczyźnie pomiarowej wagi typu WPY/150/C2/K.

Przeprowadzono pomiary kontrolne, korzystając z pięciu mas wzorcowych w kształcie dysków o średnicy 31,5 cm, które ustawiano kolejno (w konfiguracji kolumnowej) w pięciu odległościach  $x_w$  od pionowego ogranicznika stóp (tab. 1.).

Tabela 1. Wyniki kalibracji dźwigni pięcioma masami wzorcowymi

Table 1. Calibration results of the lever with five reference masses

Lp.	Masa $m_w$ wzorca [kg]	Masa całkowita [kg]	Odległość geometrycznego środka masy wzorca $x_w$ od ogranicznika dźwigni [cm]				
			16,5	50,0	100,0	150,0	200,0
			$x$ [cm]				
1	9,98	9,98	16,5	49,6	100,3	149,9	200,6
2	10,04	20,02	16,5	50,0	100,0	150,0	200,0
3	9,96	29,98	16,5	49,9	100,2	150,1	200,3
4	9,98	39,96	16,5	50,1	100,2	150,0	200,4
5	9,96	49,92	16,5	50,2	100,0	150,1	200,5

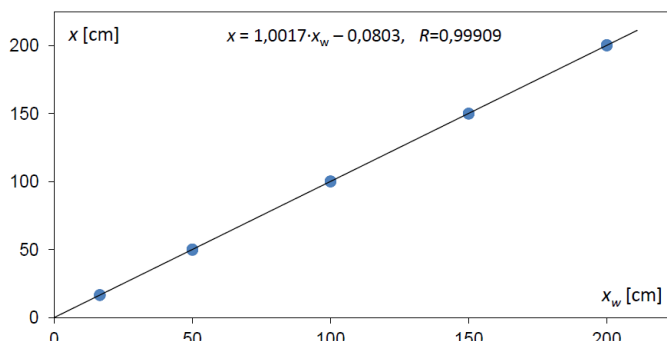
Na rysunku 2. przedstawiono korelację między położeniem mas wzorcowych  $x_{wi}$  i odpowiadającymi im wartościami  $x_i$ , obliczonymi z relacji (4). Zależność  $x_i = f(x_{wi})$  ma charakter liniowy o wysokim współczynniku korelacji  $R = 0,9991$ .

Średnia wartość modułu różnicy  $|x_i - x_{wi}|$  odniesiona do średniej z odległości wzorcowych  $x_{wi}$ :

$$\frac{\frac{1}{25} \sum_{i=1}^{25} |x_i - x_{wi}|}{\frac{1}{25} \sum_{i=1}^{25} x_{wi}} = \frac{0,14}{103,4} = 0,00135 \quad (5)$$

ma wartość 0,00135 (0,135%), która pozwala na ocenę niepewności pomiaru położenia środka ciężkości  $x_i$ .

Uwzględniając niepewności pomiarów wartości  $m_R$  (0,05 kg), mas wzorcowych  $m_w$  (0,02 kg) oraz wymiarów liniowych  $l$  i  $l_D$  (2 mm), całkowitą niepewność pomiaru położenia środka ciężkości oszacowano na 1%.



Rys. 2. Zależność  $x_i = f(x_{wi})$  pomiędzy obliczonymi  $x_i$  i wzorcowymi  $x_{wi}$  wartościami środka ciężkości pięciu mas wzorcowych

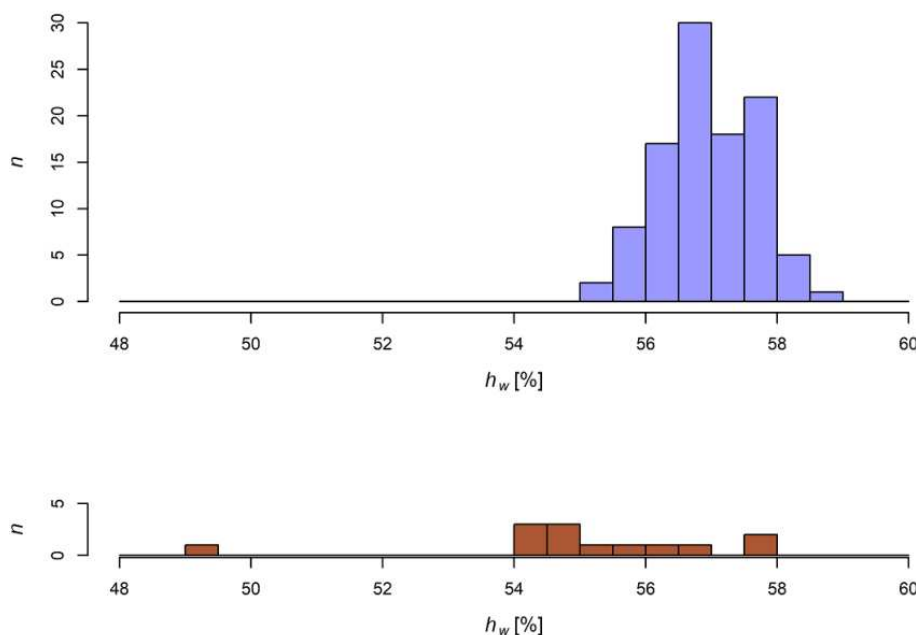
Fig. 2. Dependence  $x_i = f(x_{wi})$  between the calculated  $x_i$  and the standard  $x_{wi}$  values of the centre of gravity of the five standard masses

### 3. Położenie środka ciężkości kandydatów na pilotów samolotów wojskowych

Pomiar położenia środka ciężkości kandydatów na pilotów wojskowych (w postawie pionowej) jest wstępnym etapem badania ich zdolności do utrzymania równowagi posturalnej [5-10], która ma duże znaczenie w szkoleniu lotniczym. Przebadano grupę 116 studentów Wyższej Szkoły Oficerskiej Sił Powietrznych w Dęblinie (103 mężczyzn i 13 kobiet). Uzyskane wyniki pozwoliły na wyznaczenie rozkładów statystycznych względnej wysokości środka masy ciała  $h_w = h/x$  dla mężczyzn i kobiet (rys. 3.). Wszystkie osoby są w podobnym wieku, a ich potencjalna przydatność do zawodu pilota została już wcześniej potwierdzona przez szczegółowe badanie stanu zdrowia, sprawności fizycznej i psychotechnicznej.

Parametry rozkładu  $n = f(h_w)$  względnej wysokości położenia środka masy ciała mężczyzn są następujące: rozstęp  $r = 3,5$  ( $h_{wmax} - h_{wmin}$ ), wartość średnia  $h_{wsr} = 57,01$ , mediana  $h_{wmed} = 56,99$ . Dla mniej licznej grupy kobiet rozstęp wyników jest ponaddwukrotnie większy, gdyż  $r = 8,4$ , a wartości średnie nieco mniejsze:  $h_{wsr} = 55,13$  i  $h_{wmed} = 54,92$ . Porównanie rozkładów  $n = f(h_w)$  dla mężczyzn i kobiet jest utrudnione przez fakt, że liczebność męskiej grupy jest ośmiokrotnie większa. Mniejsze wartości względnej wysokości położenia środka masy  $h_w$  kobiet są oczywistą tendencją, wynikającą z odmiennego kształtu sylwetki.





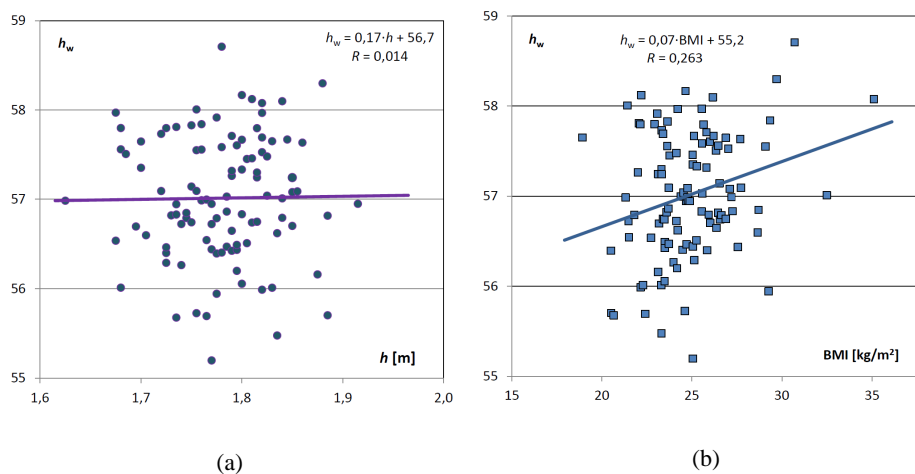
Rys. 3. Histogramy ilustrujące rozkład statystyczny względnej wysokości  $h_w = h/x$  grupy 103 mężczyzn (*górny wykres*) i 13 kobiet (*dolny wykres*)

Fig. 3. Histograms illustrating the statistical distribution of relative height  $h_w = h/x$  of the group of 103 men (*upper graph*) and 13 women (*bottom graph*)

Na rysunkach 4a i 4b są pokazane zależności względnej wysokości  $h_w$  od wysokości  $h$  i wskaźnika BMI (*Body Mass Index*). Zbiór punktów  $(h_i, h_{wi})$  z rys. 4a nie wykazuje żadnej korelacji pomiędzy wzrostem  $h_i$  i względnym położeniem środka masy  $h_{wi}$  badanych osób, co jest potwierdzone przez bardzo małą wartość współczynnika regresji liniowej ( $R = 0,014$ ). Dane  $(BMI_i, h_{wi})$  przedstawione na rys. 4b wskazują na to, że ze wzrostem wskaźnika BMI badanych osób zwiększa się także wartość wysokości względnej  $h_w$ , ale trend ten nie jest ewidentny ( $R = 0,263$ ).

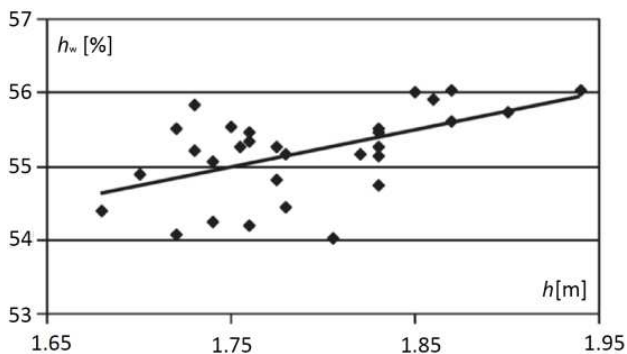
Brak zależności pomiędzy wzrostem  $h$  i względnym położeniem środka ciężkości  $h_w$  ( $R = 0,014$ ) jest wynikiem interesującym i odbiegającym od innych pomiarów tego typu, gdyż w przypadku grup składających się z 20-30 osób często pojawia się trend rosnący, a niekiedy także malejący. Na rysunku 5. pokazano zależność  $h_w = f(h)$  dla trzydziestu studentów Akademii Wychowania Fizycznego i Sportu w Gdańsku [11]. Studenci WSOSP w Dęblinie i AWFIS w Gdańsku to osoby o wysokiej sprawności fizycznej i zdrowe. Wyniki korelacji pomiędzy względną wysokością środka ciężkości  $h_w$  i wskaźnikiem BMI powinny być więc podobne, a jednak nie są. Jest to spowodowane dysproporcją w liczbie osób, które

brały udział w badaniach: WSOSP – 103, AWFiS – 30. Wynik uzyskany dla kandydatów na pilotów wojskowych (grupa ponadtrzykrotnie liczniejsza) należy uznać za statystycznie bardziej wiarygodny.



Rys. 4. Zależność względnej wysokości środka masy ciała dla grupy 103 mężczyzn  $h_w$  [%] od ich wzrostu (a) i wskaźnika BMI (b)

Fig. 4. Relation of the relative height of the body mass center  $h_w$  [%] for the group of 103 men from their height (a) and BMI (b)



Rys. 5. Zależność względnej wysokości środka masy ciała dla grupy 30 mężczyzn  $h_w$  [%] od ich wzrostu [11]

Fig. 5. Relation of the relative height of the body mass center  $h_w$  [%] for the group of 30 men from their height [11]

## 4. Podsumowanie

Przedstawiono stanowisko pomiarowe do wyznaczania położenia środka masy człowieka w postawie stojącej  $h$  metodą dźwigni du Bois-Reymonda. Wysokość  $h$  jest wykorzystana w badaniach posturograficznych [9, 10], które pozwalają ocenić w sposób ilościowy zdolność osoby badanej do utrzymania równowagi statycznej.

## Literatura

- [1] Szczepiek E., Czerwosz L., Dąbrowski P., Dudziński K., Jurkiewicz J., Czerwiński Z.: Badanie posturograficzne i komputerowa analiza chodu w systemie Computer Dyno Graphy jako nieinwazyjne metody oceny zaawansowania wodogłównia normotensyjnego, *Neurologia Neurochirurgia Polska*, 42 (2008) 139-152.
- [2] Golema M.: Charakterystyka procesu utrzymania równowagi ciała człowieka w obrazie stabilograficznym, Wydawnictwo AWF, Wrocław 2002.
- [3] Grimshaw P., Lees A., Fowler N., Burden A.: *Biomechanika sportu*, PWN, Warszawa 2010.
- [4] Bober T., Zawadzki J.: *Biomechanika układu ruchu człowieka*, Wydawnictwo BK, Wrocław 2001.
- [5] Opara T., Preibish P.: Computerized stabilography as diagnostic tool for selected cases of curvature of the backbone, VI-th Int. Conf. CADSM 2001, Publishing House of Lviv Polytechnic National University 2001, pp. 265-268.
- [6] Opara T., Preibish P., Iwanejko L.: Determination of synthetic parameters characterizing the human balance in static conditions, Proc. Int. Conf. TCSET'2002, Publishing House of Lviv Polytechnic, pp. 315-319.
- [7] Opara T., Preibish P.: Określenie parametrów charakteryzujących statokinetyczną równowagę człowieka, V Szkoła – Konferencja MWK'2001 (materiały: sekcja VI – Inne Zastosowania Metrologii, t. 2, s. 335-342).
- [8] Opara T., Preibish P.: Stabilografia komputerowa jako narzędzie diagnostyczne dla wybranych przypadków schorzeń kręgosłupa, IV Konf. Komputerowe Systemy Wspomagania Nauki, Przemysłu i Transportu TRANSCOMP 2000, Zakład Poligrafii ITE w Radomiu, s. 673-680.
- [9] Masłowski W., Opara T., Burek M.: Posturographic examination of candidates for military pilots, I Kongres Lotniczy i Kosmonautyczny, Rzeszów 2016, s. 73-75.
- [10] Masłowski W., Opara T., Burek M.: Posturographic tests of candidates for military pilots, *Trans. Institute Aviation*, 2 (2017) 45-56.
- [11] Erdmann W.S., Kowalczyk R.: A personalized method for estimating centre of mass location of the whole body based on differentiation of tissues of a multi-divided trunk, *J. Biomechanics*, 48 (2015) 65-72.

## THE MEASURING DEVICE FOR DETERMINING THE LOCATION OF THE CENTER OF HUMAN BODY MASS

### Abstract

The article describes the measuring device for determining the location of the center of human body mass, the construction of which is based on the properties of a one-sided lever. This device is a part of the posturograph laboratory of the Air Force Academy in Dęblin, where research is conducted on the ability to maintain static balance of candidates for military pilots. Quantitative information describing the functioning of the balance maintenance system can be obtained through posturographic research. It includes determination of the location of the center of body mass of the examined person. The measuring device was subjected to the linear calibration process. The obtained results allowed to determine the parameters of the statistical distribution of the relative height of the body mass center for a large group of young men and a few women. This group is specific in nature, because they are people of similar age, whose potential fitness for the military pilot profession has already been confirmed by a detailed examination of the state of health, physical and psychotechnical skills.

**Keywords:** center of mass, linear calibration, posturography

DOI: 10.7862/rm.2018.15

*Przesłano do redakcji: 28.04.2018*

*Przyjęto do druku: 29.05.2018*

Tomasz MIŁEK<sup>1</sup>

## OCENA TŁOCZNOŚCI BLACH METODAMI ENGELHARDTA I ERICHSENA

Badania tłoczności blach są ciągle przedmiotem zainteresowania przemysłu, aby zapewnić bezproblemową produkcję i dobrą jakość wyrobów. W artykule przedstawiono ocenę tłoczności wybranych materiałów za pomocą metod Erichsena i Engelhardta. Wyniki doświadczalne przedstawiono dla czterech różnych gatunków blach używanych w przemyśle: stalowej DC01, miedzianej Cu-ETP, mosiężnej CuZn37 i z aluminium EN-AW1050A. Właściwości mechaniczne tych materiałów zostały określone w statycznej próbie rozciągania. Próbę Erichsena wykorzystano do określenia głębokości wtlóczenia stempla w materiał w momencie jego pęknięcia, zdefiniowanej jako IE Erichsena. Badania eksperymentalne mające na celu określenie rezerwy tłoczności w próbie Engelhardta przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej ZD100 (1. klasa metrologiczna w zakresie pomiaru sił i przemieszczeń), wyposażonej w specjalny tłocznik. Rezultaty uzyskane w pracy mogą zostać wykorzystane jako wytyczne do projektowania ciągnięcia wytłoczek o różnych kształtach z blach stalowych i metali nieżelaznych w praktyce produkcyjnej.

**Słowa kluczowe:** obróbka plastyczna, właściwości mechaniczne, tłoczność blach

### 1. Wprowadzenie

Tłoczność jest zwykle definiowana w literaturze przedmiotu jako podatność blach na tłoczenie (ciągnięcie) [1], zdolność materiału do odkształceń plastycznych w procesie tłoczenia [2] lub przydatność metali do odkształceń plastycznych [3]. Ocenę tłoczności blach powinno się określać kompleksowo na podstawie wyników badań właściwości mechanicznych materiału, struktury i wielkości ziaren, dodatkowych obserwacji (np. stwierdzających obecność pasm poślizgów na powierzchni rozciąganej próbki, kształtu pęknięcia), wyników prób technologicznych [1] oraz innych (np. wyznaczonych wskaźników anizotropii normalnej i płaskiej blachy, wartości względnego wydłużenia równomiernego, rzeczywistego naprężenia rozciągającego [3] oraz wykładnika krzywej umocnienia, odkształcenia wstępnego, stopnia jednorodności blachy [2]). Ze względu na złożoność wymienionych badań, wymagających dysponowania odpowiednią aparaturą i zapleczem, w praktyce przemysłowej do określenia tłoczności zwykle stosuje

---

<sup>1</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Tomasz Miłek, Politechnika Świętokrzyska, 25-314 Kielce, al. Tysiąclecia Państwa Polskiego 7, tel.: (41) 3424373, e-mail: tmatm@tu.kielce.pl

się wybrane badania właściwości mechanicznych oraz próby technologiczne. Z uwagi na specyfikę różnych sposobów tłoczenia materiału (np. ciągnięcie wytłoczek o różnych kształtach i gięcie materiału), wynikającą m.in. z różnego stanu naprężenia w tych procesach, brakuje uniwersalnej metody oceny tłoczności blach. Próby technologiczne mające na celu określenie przydatności materiału do odkształceń plastycznych powinny być zbliżone do warunków, w jakich znajduje się materiał w czasie obróbki tłoczeniem [1, 3]. Są one ciągle przedmiotem zainteresowania przemysłu, w celu zapewnienia bezproblemowej produkcji i dobrej jakości wyrobów [4].

W artykule skoncentrowano się na najczęściej stosowanych próbach Engelhardta i Erichsena. Pierwsza uwzględnia stan naprężenia materiału panujący podczas ciągnięcia wytłoczek cylindrycznych, druga zaś podczas ciągnięcia wytłoczek sferycznych. Próba Engelhardta (w literaturze określana również jako próba według idei Engelhardta i Grossa [1]) polega na dwuetapowym wytłoczeniu cylindrycznej wytłoczki o odpowiednich wymiarach. W pierwszym etapie wytłoczka musi mieć wysokość większą od wysokości, przy której występuje maksymalna siła  $F_m$ . Po niewielkim spadku siły tłoczącej należy próbę przerwać i mocno docisnąć kołnierz tworzącej się miseczki za pomocą dociskacza kształtowego. W drugim etapie dalsze odkształcenie materiału następuje kosztem rozciągania części cylindrycznej wytłoczki do momentu pęknięcia jej w okolicy dna przy sile niszczącej  $F_{zr}$ . Kryterium tłoczności w tej próbie przedstawia stosunek (1), który charakteryzuje rezerwę zdolności tłocznej materiału w warunkach, w których została ona zrealizowana [1]:

$$T = \frac{F_{zr} - F_m}{F_{zr}} 100\% \quad (1)$$

gdzie:  $F_{zr}$  – siła zrywająca,  $F_m$  – siła maksymalna.

Wskaźnik ten teoretycznie nie zależy od grubości blachy (Engelhardt w swoich badaniach dla stali i metali nieżelaznych wykazał, że dla blach z tego samego materiału, lecz o różnej grubości wskaźnik  $T$  zmienia się bardzo nieznacznie [1]). Swoje rozważania oparł na podanych dalej wzorach. Wyprowadził wzór na siłę tłoczenia:

$$F_m = d \cdot \pi \cdot g \cdot \sigma_{plsr} \ln \frac{D}{d} \cdot \frac{1}{\eta} \quad (2)$$

oraz wzór na siłę zrywającą [1]:

$$F_{zr} = d \cdot \pi \cdot g \cdot R_m \cdot x \quad (3)$$

Engelhardt podał również warunek wytrzymałościowy w przekroju niebezpiecznym [1]:

$$\sigma_{plsr} \ln \frac{D}{d} \leq R_m \cdot x \quad (4)$$

gdzie:  $\sigma_{plsr}$  – średnia granica plastyczności z  $\sigma_{pl}$  na brzegu kołnierza oraz na krawędzi matrycy,

$R_m$  – wytrzymałość materiału na rozciąganie,

$\ln \frac{D}{d} = \delta$  – rzeczywiste odkształcenie w rozpatrywanej chwili ciągnięcia,

$\eta = 0,5-0,6$  – współczynnik sprawności procesu,

$x = 1,0-1,1$  – współczynnik wpływający na zmianę wytrzymałości  $R_m$ , zależny od stanu naprężenia.

Na podstawie wzorów (1)-(3) wyprowadził on i przedstawił wzór (5) na teoretyczny wskaźnik tłochności w jego próbie [1]:

$$T = \left( 1 - \frac{\sigma_{plsr} \cdot \ln \frac{D}{d}}{R_m \cdot x \cdot \eta} \right) \cdot 100\% \quad (5)$$

Erichsen swoją próbę technologiczną oceny tłochności opatentował w 1913 r. [5]. Jako jedna z niewielu jest metodą znormalizowaną [6], wykonywaną na specjalnych przyrządach. Wielkością charakteryzującą podatność blachy do ciągnięcia w tej próbie jest głębokość wtłoczenia kulki lub sferycznego stempla w próbkę dociśniętą do matrycy za pomocą dociskacza płaskiego, do momentu powstania w niej pęknięcia. Jest określana liczbą Erichsena IE [1, 5, 6]. Jednocześnie obserwuje się kształt pęknięcia oraz powierzchnię materiału na wierzchołku kulistej czaszy [1]. W ostatnim czasie pojawiło się wiele prac dotyczących badań materiałowych, opartych m.in. na próbie Erichsena [7-11]. Kocańda i Jasiński [7] zaproponowali wprowadzenie dodatkowego parametru w próbie Erichsena, tj. wysokości czaszy (oznaczanej jako LN-IE) w momencie zlokalizowania pocienienia blachy poprzedzającego pęknięcie materiału. W tym celu opracowali własną metodę wykorzystującą zjawisko widma laserowego pojawiającego się na chropowatej powierzchni oświetlonej płamką lasera. W badaniach doświadczalnych dla blach ze stopu aluminium 5754H22 oraz stalowych DC04 i Dogal800DP wykazali niewielkie różnice (0-8%) między ich wskaźnikiem LN-IE a standardowym wskaźnikiem Erichsena IE [7]. Singh i inni [8] przeprowadzili analizę tłochności blach o różnej grubości ze stopu aluminium AA 1200. Porównali wyniki wskaźników Erichsena IE uzyskane w różnych warunkach, tj. dla próbek bez

smaru i smarowanych olejem hydraulicznym do pras oraz nagrzewanych w temperaturach z zakresu od 50 do 200°C. Toit i Steyn [9] przeprowadzili ocenę porównawczą tłoczności blach z austenitycznych stali nierdzewnych AISI 202 i AISI 304 o grubości 0,7 mm. W pracy [9] porównali wyniki twardości Vickersa wybranych właściwości z próby rozciągania, obliczone wskaźniki określające anizotropię normalną i płaską blachy (odpowiednio wskaźnik Lankforda i wskaźnik różnicowy Kellera) oraz wskaźniki z próby Erichsena dla badanych materiałów. Tamimi i inni [10] połączyli badania doświadczalne tłoczności blachy ze stopu aluminium AA 5083 (PA13) o grubości 1,2 mm metodą Erichsena z modelowaniem komputerowym procesu w programie DEFORM (opartym na MES).

Celem badań przedstawionych w artykule była ocena tłoczności różnych gatunków blach, opierająca się na statycznej próbie rozciągania metali oraz wybranych metodach badania tłoczności Erichsena i Engelhardta, uwzględniająca odpowiednio stan naprężenia materiału panujący podczas ciągnięcia wytłoczek cylindrycznych oraz sferycznych.

## 2. Metodyka badań

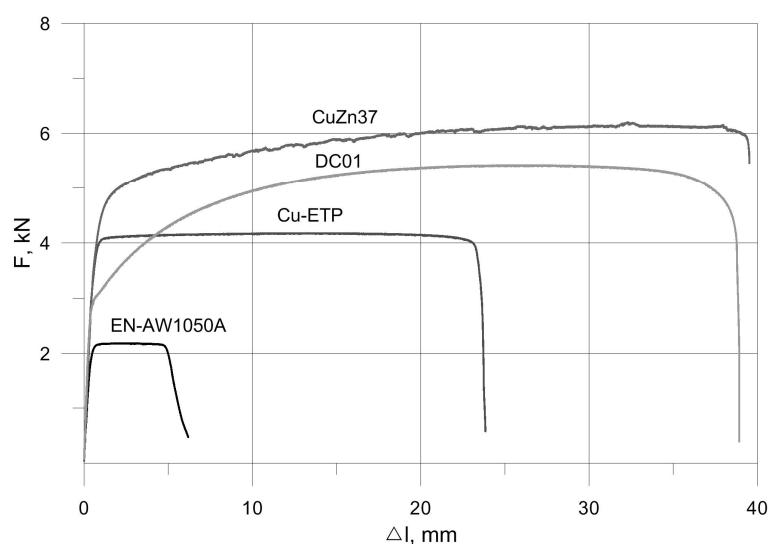
Badania doświadczalne przeprowadzono dla różnych gatunków blach: stalowej DC01, miedzianej Cu-ETP, z mosiądzu CuZn37 oraz aluminium EN-AW1050A, o grubości nominalnej  $g_0 = 1$  mm. Wyznaczono właściwości mechaniczne na podstawie statycznej próby rozciągania, zgodnie z wymaganiami [11]. Ich uśrednione wartości przedstawiono w tab. 1., a uzyskane wykresy siły w funkcji przemieszczenia – na rys. 1. Do badań tłoczności metodą Engelhardta zostały przygotowane próbki w postaci krążków o średnicy  $D = 73,5$  mm, natomiast do próby Erichsena blachy rozcięto na pasy o szerokości  $b = 90$  mm. Próbę rozciągania przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej LabTest5.20SP1 (firmy LaborTech), spełniającej wymagania metrologiczne dla klasy 0,5 w zakresie pomiarowym od 0,2 do 20 kN dla wartości względnych błędów układu pomiaru siły oraz względnej rozdzielczości wskaźnika siły. Maszynę wyposażono w komputerowe stanowisko z oprogramowaniem Test & Motion firmy LaborTech do pomiaru sił i przemieszczeń.

Tabela 1. Właściwości mechaniczne próbek użytych w badaniach

Table 1. Mechanical properties of specimens

Material	$R_m$ [MPa]	$R_{0,2}$ [MPa]	$A_5$ [%]	$A_{10}$ [%]
Cu-ETP	249	239	64	56
CuZn37	371	289	53	45
DC01	317	189	65	53
EN-AW1050A	120	111	16	9

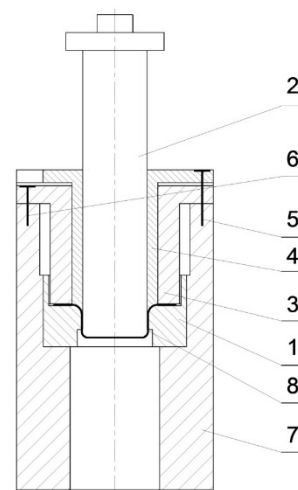




Rys. 1. Wykresy rozciągania próbek z rŹdnych gatunkŹw materiałŹw

Fig. 1. Characteristics of uniaxial stretching of samples from various types of materials

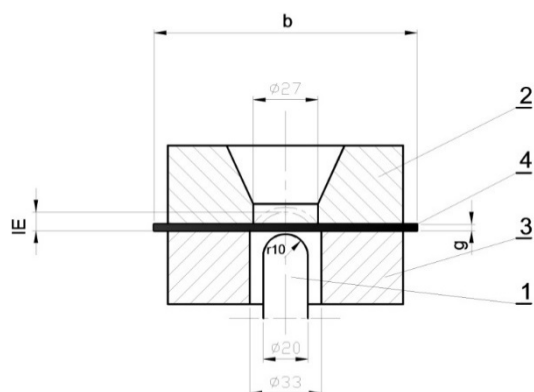
PrŹbę tŁocznoŹci metodą Engelhardta przeprowadzono na tŁoczniku, zamontowanym na maszynie wytrzymałŹciowej ZD100, zmodyfikowanej przez firmę Labortech (Czechy), o nacisku 1 MN, spełniającej wymagania metrologiczne dla klasy 1. zgodnie z PN-EN ISO 7500-1:2005. Maszyna jest wyposaŹona w komputerowe stanowisko z oprogramowaniem Test&Motion firmy LaborTech do pomiaru sił i przemieszczeń. Schemat uŹytego tŁocznika do badania tŁocznoŹci metodą Engelhardta przedstawiono na rys. 2. Średnice wynosiły odpowiednio



Rys. 2. TŁocznik do wyznaczenia tŁocznoŹci blach metodą Engelhardta; 1 – matryca, 2 – stempel, 3 – dociskacz płaski, 4 – dociskacz kształtowy, 5, 6 – śruby dociskowe, 7 – obsada, 8 – wytłoczka

Fig. 2. Laboratory press-forming die for determination of formability by Engelhardt method; 1 – die, 2 – punch, 3 – flange holder, 4 – shape holder, 5, 6 – set screws, 7 – die holder, 8 – drawpiece

stempla  $d_s = 36$  mm, matrycy  $d_m = 38$  mm. Próbę tłoczności metodą Erichsena przeprowadzono na specjalnym przyrządzie. Schemat użytych narzędzi kształtujących wraz z wymiarami przedstawiono na rys. 3. Wymiary zastosowanego stempla, matrycy i dociskacza były zgodne z literaturowymi zaleceniami [6].

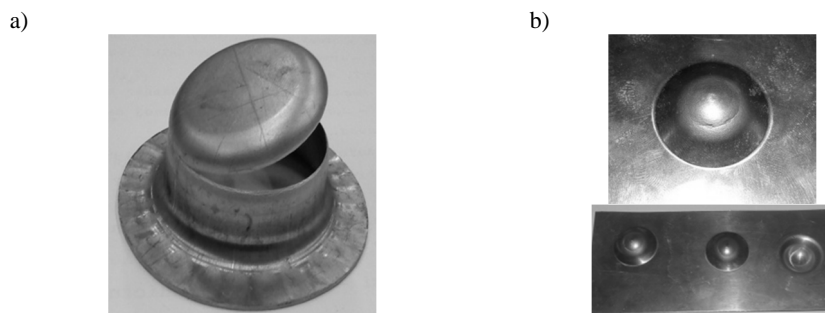


Rys. 3. Schemat badania tłoczności metodą Erichsena; 1 – stempel, 2 – matryca, 3 – dociskacz, 4 – próbka

Fig. 3. Scheme of Erichsen cup ping test; 1 – punch, 2 – die, 3 – blank-holder, 4 – sample

### 3. Wyniki badań

Badania z zakresu próby tłoczności Engelhardta i Erichsena przeprowadzono zgodnie z literaturowymi zaleceniami [1, 6]. Przykładowe próbki z mosiądzu przedstawiono na rys. 4.

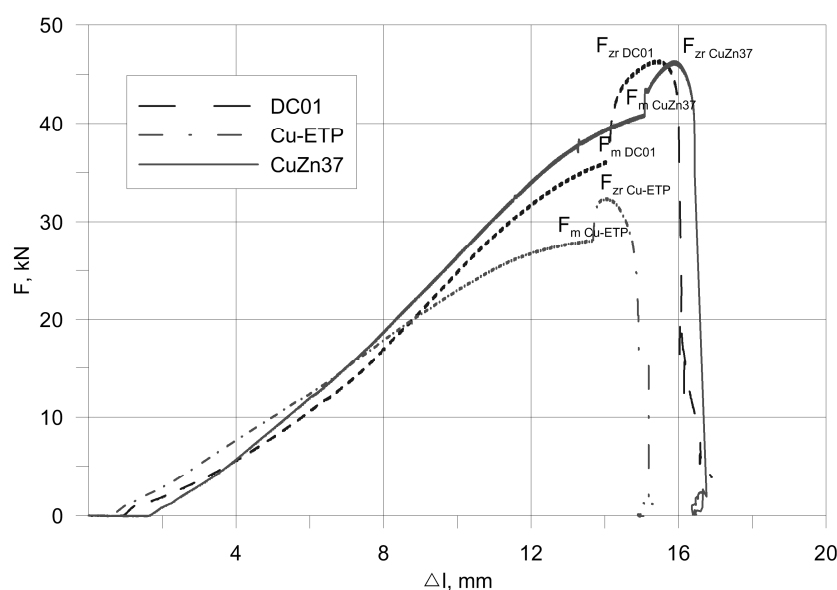


Rys. 4. Przykłady próbek z mosiądzu CuZn37 uzyskane w próbach tłoczności: a) Engelhardta, b) Erichsena

Fig. 4. Examples of samples made of CuZn37 brass obtained in formability tests: a) Engelhardt, b) Erichsen

Próbie Engelhardta przeprowadzono dwuetapowo na tłoczniku (rys. 2.). Próbki smarowano smarem na bazie głęboko rafinowanego oleju mineralnego zagęszczonego mydłami litowymi, o właściwościach wysokotemperaturowych

i umieszczano w matrycy, po czym dociskano je dociskaczem płaskim, aby nie dopuścić do fałdowania kołnierza (ponieważ  $g < 0,02D$  [3, 12]). W pierwszym etapie wytłaczano wytłoczkę do momentu osiągnięcia siły  $F_m$  i jej nieznacznego spadku. Następnie przerywano proces wytłaczania i dociskano kołnierz wytłoczki dociskaczem kształtowym, na promieniu przejścia wytłoczki z części walcowej w kołnierz. W drugim etapie kontynuowano proces ciągnięcia, w którym odkształcenie materiału następowało kosztem rozciągania części cylindrycznej wytłoczki, do momentu jej pęknięcia w okolicy dna przy sile  $F_{zr}$ . Uzyskano pomyślne wyniki prób dla próbek stalowych DC01, miedzianych Cu-ETP oraz mosiężnych CuZn37. W przypadku próbek z aluminium EN-AW1050A za każdym razem dochodziło do ich pęknięcia w pierwszym etapie próby, co uniemożliwiało rejestrację siły  $F_{zr}$  w drugiej fazie. Dla każdej próbki rejestrowano wykresy z obu etapów pomyślnie przeprowadzonych prób. Kompletne wykresy z próby Engelhardta dla próbek z DC01, Cu-ETP i CuZn37 przedstawione na rys. 5. były więc ich złożeniem.



Rys. 5. Zależność siły od przemieszczenia stempla w próbie Engelhardta dla blach CuZn37, Cu-ETP oraz stali DC01

Fig. 5. The dependence of force on the stamp movement in the Engelhardt test for CuZn37, Cu-ETP and DC01 steel sheets

Opierając się na wartości sił  $F_m$  i  $F_{zr}$ , które zostały uśrednione z pięciu pomiarów, dla każdego gatunku materiału obliczono wskaźniki T z próby Engelhardta ze wzoru (1). Wskaźniki T obliczano również ze wzoru (5), korzystając z właściwości materiału wyznaczonych w statycznej próbie rozciągania, poda-

nych w tab. 1. W przypadku próbek stalowych DC01 i miedzi Cu-ETP wskaźniki T obliczone ze wzoru (5) były większe odpowiednio o 26 i 19% od wskaźników obliczonych ze wzoru (1). Tylko w przypadku próbki z mosiądzu CuZn37 tendencja była odwrotna i wskaźnik T obliczony ze wzoru (5) był mniejszy od wskaźnika T obliczonego ze wzoru (1) o 38%. W tabeli 2. przedstawiono uzyskane wyniki obliczeń wskaźników T z próby Engelhardta wraz z uśrednionymi wynikami wskaźnika IE z pięciu pomiarów dla każdego rodzaju materiału z próby Erichsena.

Tabela 2. Wskaźniki tłoczności w próbach Engelhardta i Erichsena

Table 2. Formability indicators in Engelhardt and Erichsen's tests

Materiał	g <sub>0</sub> [mm]	T [%] ze wzoru (1)	T [%] ze wzoru (5)	IE [mm]
DC01	0,99	22,46	28,24	12,30
Cu-ETP	0,99	13,06	15,50	9,55
CuZn37	0,99	10,02	6,24	9,17
EN-AW1050A	1,02	-	1,52	8,11

W ramach weryfikacji uzyskanych wyników, głównie z próby Engelhardta, przeprowadzono ciągnięcie wyłoczek cylindrycznych bez kołnierza z badanych materiałów w czterech operacjach (wytlaczanie oraz trzy przetłaczania bez wyzarczania międzyoperacyjnego) na laboratoryjnym uniwersalnym tłoczniku z wymiennymi kompletami stempli i matryc, zamontowanym na prasie ZD100. Wymiary robocze zastosowanych matryc stempli podano w pracy [13]. Materiałem wyjściowym były krążki o średnicach  $D = 66$  mm (co odpowiadało względnemu stosunkowi  $\frac{g_0}{D} \cdot 100 = 1,5$ ). Przyjęte współczynniki wytlaczania oraz przetłaczania

wynosiły odpowiednio:  $m_1 = 0,55$ ;  $m_2 = 0,76$ ;  $m_3 = 0,82$ ;  $m_4 = 0,82$ . Były one średnio o 5-10% większe od minimalnych dopuszczalnych tablicowych współczynników dla stalowych wyłoczek cylindrycznych bez kołnierza, sugerowanych w literaturze przedmiotu i badaniach [12, 13]. W trakcie wytlaczania zawsze stosowano dociskacz w celu uniknięcia fałdowania, ponieważ  $g < 0,02D$ . Nie stosowano dociskacza w operacjach przetłaczania, ponieważ  $g > 0,015d_{n-1}$  (gdzie  $d_{n-1}$  oznacza średnice wyłoczek przyjmowane według warstwy środkowej przed przetłaczaniem). Dla wszystkich badanych materiałów uzyskano pozytywne rezultaty, z wyjątkiem wyłoczek aluminiowych, które w około 30% przypadków ulegały pękaniu (odrywaniu denka) w drugiej operacji (czyli przy pierwszym przetłaczaniu). Maksymalne smukłości wyłoczek w ostatniej operacji (czyli stosunek  $h/d$ ) zawierały się w przedziale od 2,95 do 3,12, przy czym najniższe wartości uzyskiwano dla wyłoczek z aluminium (EN-AW1050A), a największe dla wyłoczek stalowych (DC01). Badania z zakresu wielooperacyjnego ciągnięcia wyłoczek cylindrycznych bez kołnierza potwierdziły niską rezerwę tłoczności blachy z czystego aluminium uzyskaną w próbie Engelhardta, a także względnie niskie war-

tości wytrzymałości na rozciąganie  $R_m$  oraz umownej granicy plastyczności  $R_{0,2}$  dla tego materiału w statycznej próbie rozciągania (względnie niska jest również różnica między  $R_m$  a  $R_{0,2}$ , która wynosi tylko 8%).

#### 4. Podsumowanie

Na podstawie przeprowadzonych badań oceny tłochności blach w próbach Engelhardta i Erichsena oraz statycznych próbach rozciągania dla różnych rodzajów materiałów: DC01, Cu-ETP, CuZn37 i EN-AW1050A o grubości nominalnej  $g_0 = 1$  mm stwierdzono, że:

1. W każdej technologicznej próbie maksymalną rezerwę tłochności posiadały próbki stalowe DC01, co potwierdziło największą przydatność tego materiału spośród pozostałych badanych do kształtowania wyłoczek o kształcie walcowym i sferycznym.
2. W próbie Erichsena najniższą rezerwę tłochności miały próbki z aluminium, natomiast wskaźnik IE dla próbek z miedzi i mosiądzu był porównywalny. Wynik z próby Erichsena dla blachy stalowej DC01 potwierdził kategorię tłochności, którą ten materiał posiada (blacha głębokotłoczna wg [14] ma minimalną dopuszczalną wartość wskaźnika IE dla  $g_0 = 1$  mm, wynoszącą 10,5 mm).
3. Do szacunkowych inżynierskich obliczeń wskaźnika T z próby Engelhardta można wykorzystać wzór (5), gdy brak jest możliwości wyznaczenia sił  $F_m$  i  $F_{zr}$ . Różnica w obliczonych wskaźnikach ze wzorów (1) i (5) nie przekracza 20-40%. Trudnością w korzystaniu ze wzoru (5) może być dobór właściwego współczynnika sprawności procesu oraz współczynnika wpływającego na zmianę wytrzymałości, zależnego od stanu naprężenia materiału z powodu braku jednoznacznych i precyzyjnych literaturowych zaleceń w tym zakresie.
4. Wyniki uzyskane w badaniach mogą być pomocne do projektowania ciągnięcia wyłoczek walcowych i sferycznych w warunkach produkcyjnych, zwłaszcza z blach aluminiowych, miedzianych i mosiężnych, z powodu skąpych informacji na ten temat w literaturze przedmiotu w odróżnieniu od opracowanych szczegółowych wytycznych dla blach stalowych.

#### Literatura

- [1] Morawiecki M., Sadok L., Wosiek E.: Teoretyczne podstawy technologicznych procesów przeróbki plastycznej, Wydawnictwo „Śląsk”, Katowice 1977.
- [2] Marciniak Z.: Odkształcenia graniczne przy tłoczeniu blach, WNT, Warszawa 1971.
- [3] Romanowski W.P.: Poradnik obróbki plastycznej na zimno, WNT, Warszawa 1976.
- [4] Hattalli V.L., Srivatsa S.R.: Sheet metal forming processes – recent technological advances, Materials today: Proceedings, 5 (2018) 2564-2574.

- [5] Erichsen A.M.: Process and apparatus for testing metal sheets and plates, GB Patent no. 91228571 (A), 1913.
- [6] Metale – Blachy i taśmy – Próba tłoczności metodą Erichsena. PN-EN ISO 20482.
- [7] Kocańda A., Jasiński C.: Extended evaluation of Erichsen cupping test results by means of laser speckle, Arch. Civil Mech. Eng., 16 (2016) 211-216.
- [8] Singh M., Choubey A.K. i in.: Formability analysis of aluminium alloy by Erichsen cupping test method, Materials Today: Proceedings, 4 (2017) 805-810.
- [9] Toit M., Steyn H.G.: Comparing the formability of AISI 304 and AISI 202 stainless steel, J. Mater. Eng. Performance, 21 (2012) 1491-1495.
- [10] Tamimi S., Sivaswamy G. i in.: Modelling and experimentation of the evolution of texture In an Al-Mg alloy during earing cupping test, Procedia Eng., 207 (2017) 1-6.
- [11] Metallic materials – Tensile testing. Part 1: Method of test at room temperature. ISO 6892-1:2009 (E).
- [12] Golański T.: Projektowanie procesów tłoczenia i tłoczników. Wybrane zagadnienia, Wydawnictwa Politechniki Warszawskiej, Warszawa 1984.
- [13] Chałupczak J., Miłek T.: Wpływ stopnia zgniotu na wybrane parametry tłoczenia, Obróbka Plastyczna, 3 (1999) 5-10.
- [14] PN-EN 10130:2009. Wyroby płaskie walcowane na zimno ze stali niskowęglowych do obróbki plastycznej na zimno – Warunki techniczne dostawy.

## **DETERMINATION OF FORMABILITY OF SHEET METAL BY ERICHSEN AND ENGELHARDT TESTS**

### **Abstract**

Sheet metal formability tests have been for a long time of interest to industry, as they ensure effortless manufacturing and good quality of products. The paper presents evaluation of the formability of sheet metal by Erichsen cupping test and Engelhardt method. The experimental results were presented for four different grades of sheet metal used in industry: DC01 deep drawing steel, Cu-ETP copper, CuZn37 brass and EN-AW1050A aluminum. The mechanical properties of these materials were determined by static tensile testing. Erichsen cupping test was used to determine the height of the cup at the moment of sheet metal fracture, defined as the Erichsen IE Number. The experimental tests aimed to determine Engelhardt indikator were conducted on the ZD100 testing machine with special tooling. The results of investigations into formability tests might be used as guidelines to develop a technological deep drawing process for industrial practice.

**Keywords:** metal forming, mechanical properties, sheet metal formability

DOI: 10.7862/rm.2018.16

*Przesłano do redakcji: 16.05.2018*

*Przyjęto do druku: 29.05.2018*

Peter Pavol MONKA<sup>1</sup>  
Katarína MONKOVÁ<sup>2</sup>

## MULTIVARIANT PROCESS PLANNING THEORY AND ITS APPLICATION FOR SPECIAL PURPOSE VEHICLE PRODUCING

The article deals with the characteristics of input and output data, which are necessary for manufacturing of machine parts of special purpose vehicles. It shows the relations between the individual manufacturing objects by means of information flow analysis within CAPP. It is possible to create several process plans for every engineering part and consequently use one of them in specific manufacturing conditions that are optimal according to the selected criterion. The analysis of information flow can considerably help with the process plan selection and, in result, with effectiveness or quality increasing.

**Keywords:** computer aided process planning, process plan design, production information system

### 1. Introduction

While making decisions about production software, manufacturing companies can select an information system as a variation of two border zones: one extreme is to obtain a complex system and the opposite extreme is an independent solution for each enterprise action. The first one is difficult to get by small enterprises to due to expensive price. The second one generally dispose only possibility of interconnection to related information systems. Within the area of these diametric options lay the requirements of the majority of production companies. The creation of a new theory to approach manufacturing information system deals by authors involves: arrangement to obtain advantages of both extremes; integration of IS in specialized systems environs (CAD/CAM ...) and the possibility of sharing data by every ring in the supplier chain. One of first steps was detection of typical demands on the European market from the view of a representative enterpriser.

---

<sup>1</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Peter Pavol Monka, Technical University of Košice, Štúrova 31, 080 01 Prešov, Slovakia, tel.: +421 55 602 6463, e-mail: peter.pavol.monka@tuke.sk

<sup>2</sup> Katarína Monková, Technical University of Košice, e-mail: katarina.monkova@tuke.sk

## 2. Relations between enterprises

The statistical studies [1] pointed that European micro companies constitute a substantial part of the European market – they form the basis – over 92% (17.82 million business units) – of the overall number of companies and employ over 39 per cent of the employees at the EU market (Fig. 1). Small and medium size companies together comprise 7.5% of the overall number and employ 30.3 per cent of the employees. The rest – 0.2% of production unites and 30.2% of employees – is covered by large companies. From the same study it can be seen that micro companies have at their disposal the potential of 20% of the productivity and 15% of profitability. These are very important characteristics which describe a distinct ability of dynamic growth in production and the possibility of effective evaluation of micro company instruments, basically ‘over a night‘.

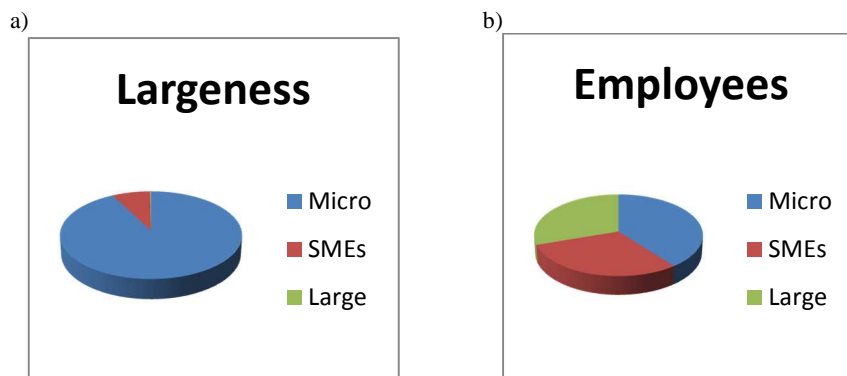


Fig. 1. Statistical analysis of European market: a) Numbers of enterprise units on the European market in conformity with the size of enterprises, b) Fraction of employees in European enterprises

On the basis of the analysis of potential system users securing the computer support of the computer aided process planning, it can be said that it is the micro companies that constitute the significant part of the enterprise subjects [2]. The specifications of this type of enterprise units imply diametrically different demands regarding information systems from the normal setting of IS, appropriate for large and medium size companies. This part of companies requires mainly very simple implementation, the possibility of modular concept for covering all necessary areas [3], reliable and secure data formats and structures, possibility of flexible data sharing among partners in the supply chain, the possibility of trouble-free extension to the needed modules, securing the possibility of a relatively fast transfer to higher IS levels when necessary and, last but not least, a reasonable price. From the point of view of demand variety of individual companies, the conditions were assessed while designing the IS:



- the system must be able to work with the possibility of user view on the production process from several angles,
- the enterprise subject should be limited when launching new products to the production process as little as possible,
- it should be applicable for a wide range of business,
- it should be modular.

The simplified structure production system design, divided into parts according to [4] can be applied, to advantage, to design of the information system composition. The layout of this simplified structure is shown in Tab. 1. Thus, the system was built for wide product definitions and their parts from the point of view of three technological approaches. The approaches of Individual, Type, and Group must be accessible in the information system because every producer applies production design with own style and also different conditions of the same product can be used in different approaches.

Table 1. Simplified structure of the production system design

Production system design		
1. Product design	2. Manufacturing design	3. Studies of labour and production costs
1.1. Design procedures 1.2. Design methods 1.3. Value analysis	2.1. Technological structure planning 2.2. Process planning 2.3. NC programming	3.1. Work analyses 3.2. Work measurement 3.3. Wage schemes

### 3. Development of the CAPP system

Computer Aided Process Planning (CAPP) represents activities leading to creation of production documentation and the details of equipment for the production process. The cost structure analyses for small and medium series production indicate a significant ratio of CAPP in the production costs composition. From the point of view of these analyses it is very important to pay considerable attention to the CAPP area which can, in result, influence the output costs of a product and its quality in a great measure [5]. When designing a new product the aim is to secure or increase its technical value, not only by systematization of the production process, but also by increasing the level of the supporting tools for the rational processing of the production documentation and data needed for planning [6].

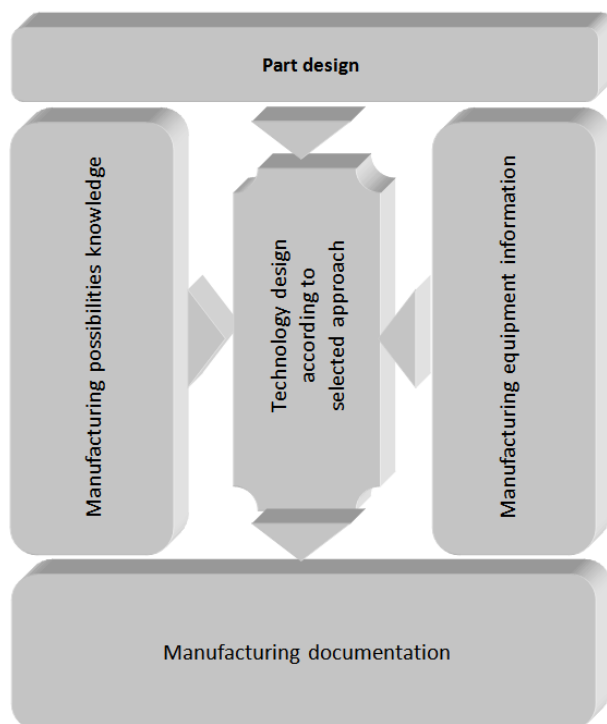


Fig. 2. Simplified scheme of multi-variant process planning

The theory of multi-variant process planning deals with the production process (during its project phase, also during the production) as a homogenous whole, including technological and labour processes organised via various possible parallel phases in the way the final product could be processed in the optimized way for the set conditions, whilst fulfilling all the demands required by a consumer. On the basis of this theory it is possible to create combination of possibilities of various techniques used in an individual process planning based on the strategy aimed at achieving the specific goal of the production unit (Fig. 2). The main objective of this theory is [3]:

- creation of the unified definition environment for all the factors immediately influencing the result of the production process,
- flexible interface which enables bidirectional exchange of the required information with all the surrounding systems.

Thanks to the unified definition environment the philosophical and conceptual unity is secured within the whole issue falling into the formation area of multi-variable process planning, a distinct classification product constituent and the laws of production sequence for operation projection, which enable the use of several possibilities designed by an information system based on this theory. Flexible interface of the system must enable effective work in the production environment,

so that all the individual relevant systems creating heterogeneous information system (CAD/CAM application, wage records, accounting, material management,...) have the inter-connection secured via the suitable interfaces, in order to prevent the errors caused by data redundancy, human factor, but also to reduce the response time to minimum. A truly tested Multi-Variant Process Planning system was originated by interconnections for a wide variety of CAD/CAM systems (models, CL data & NC programs etc.) and various methods of technological approaches to multi-variant process plan design correspondent to requirements of European plants [7].

#### **4. Information system real application**

On the basis of the aforementioned theory, the characteristics of the information system were created and applied into real production conditions in the computer aided process planning, consisting of approximately 6,000 components. The given product was a result of the co-operation between a German company, providing investments and co-operation of the activities, and Slovak companies providing the technical process planning and the production of the final product.

From the very beginning of the project the established IS served for the purpose of suitable analysing individual real database objects (components, substructures, structures, finished product), i.e. new analytical tools were created when required. Established solution serves the purpose of easier and faster assigning of process parameters, shortening of the computer aided process planning documentation time in real production conditions, and it also supports effective utilization of the production plant based on the model mathematisation of object variation of the computer aided process planning, fulfilling the combination of the required characteristics within the given production conditions. Output system data can be used for processing the details of the warehouse, economic and wage records as well as for their control and optimization.

The main contributions to assigning IS, elaborated on the basis of the multi-variable process planning in the real manufacturing conditions, can be summarized as follows [8]:

- reduction of the variability of warehouse stock (at the first application by nearly 30%),
- immediate information about product description,
- fast acquisition of the details via interfaces for wage records and accounting,
- elastic analytical tools enabling the adoption of better decisions.

The software tool is created in such a way that it is easily implemented to the already existing information company structure via flexibly adjustable interfaces. It is also user-friendly, developed with the characteristics of GUI, typical for OS MS Windows, so that the basic grasp of its functioning does not require expensive trainings (Fig. 3). Of course, if the maintenance of this system is to be productive,

it must be familiarized with the given philosophy and possibilities of tactic and strategy planning, through which the production can be optimized.

The presented manufacturing information system is unique in terms of the possibility of cooperation with CAD/CAM systems (practically with any from known) and connectivity to other systems (accounting, stock, wages etc.). This concept brings advantages mainly to micro companies:

- modular conception,
- flexible interconnections to partners,
- possibility of cooperation with a wide variety of external software,
- convenient price level.

The ground tasks for near future in the focus area of authors are:

- research for general format of process plan data,
- investigation of production environs in other European countries,
- study of graphical features used for process planning.

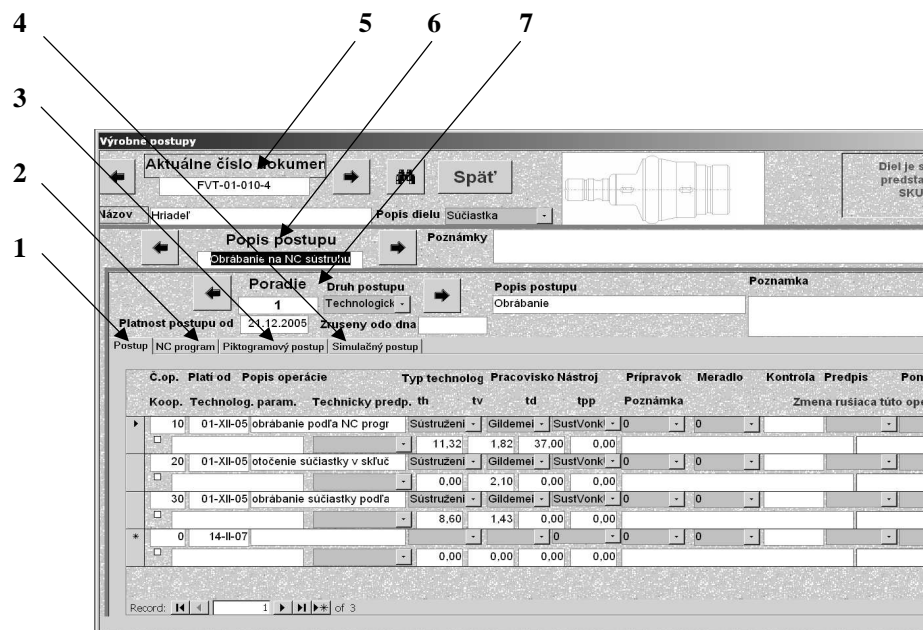


Fig. 3. Definition of manufacturing characteristics; 1 – manual entry of technological operation cycles, 2 – technological operation cycles as NC program – directly entered by the operator or established for a group of fixtures in the framework of Group Technology or automatically generated within CAD/CAM systems environment, 3 – technological operation cycles in the form of the sequence of operation pictograms, 4 – technological operation cycles in form of the simulation sequence (video, animation, ...), 5 – identification of the segment for which is process plan designing, 6 – identification of Process plan, 7 – identification of Phase

## 5. Conclusion

From the very beginning of the project activities, the prepared CAPP system served the purpose of suitable analysing of individual real database objects (components, substructures, structures, finished product), i.e. the new analytical tools were created as required. On the basis of the aforementioned multi-variant theory characteristics new software application were created and established into the real production conditions. The main benefits of the above mentioned software application, elaborated on the basis of the multi-variable process planning in the real manufacturing conditions, can be summarized as follows:

- reduction of the warehouse stock variability (at the first application by nearly 30 per cent),
- immediate information about the product elaboration,
- fast acquisition of the details via interfaces for the wage records and accounting,
- analytical tools enabling adoption of better decisions,
- acquisition of statistical values of parameters applicable to plan production in the future.

The system tool was created so as to be easily implemented to the already existing information company structure via flexibly adjustable interfaces. It is also user-friendly, developed with the characteristics of GUI, typical for OS MS Windows, so that the basic grasp of its functions does not require expensive trainings. Of course, to make maintenance of this system productive, it has to be familiarized with the given philosophy and possibilities of tactic and strategy planning, through which the production can be optimized. The presented manufacturing information system is a unique one in terms of cooperation with CAD/CAM systems (practically with every known) and its connectivity to other systems (accounting, stock, wages, etc.). This concept brings following advantages, mainly for micro companies:

- modular conception,
- flexible interconnections to partners,
- convenient price level.

The established solution serves the purpose of easier and faster assigning process parameters, shortening the computer aided process planning documentation time in real production conditions, and it also supports the effective utilization of the production plant based on the mathematical model of object variation. Output system data can be used for processing the details of the warehouse, economic and wage records as well as for their control and optimization. All know-how used in the described system shows the new tasks for future research within this scope:

- investigation of a system for comparison of 3D data for finding objects similarity,
- study of graphical features used in process planning,

- finding better interfaces for CL data creation, NC program sharing, alerts about 3D model changing etc.,
- seeking certain data formats for communications between cooperating plants,
- research into general format of process plan data,
- investigation of production environs in other European countries.

## References

- [1] [www.eurostat.org](http://www.eurostat.org) (accessed: 17.02.2018).
- [2] Crow K.: Computer-Aided Process Planning, DRM Ass, Available from: <http://www.npd-solutions.com/capp.html> (accessed: 17.02.2018).
- [3] Monka P.P. et al.: Multi-variant process plan creation from view of economics and technological criteria, Int Conf. APE, Warszawa 2007, pp. 3-10.
- [4] Arn E.A.: Group technology, Springer Verlag, Berlin 1975.
- [5] Monka P.P., Monková K.: Possibilities of competitiveness increasing of European companies via data unification at process planning, Proc. Manuf. Systems, 4 (2009) 319-322.
- [6] Monková K., Monka P.P.: Group technology utilization inside new software application, Applied Mech. Maters., 229-231 (2012) 2765-2769.
- [7] Monková K., Monka P.P.: Newly developed software application for multiple access process planning, Adv. Mech. Eng., 2014 (2014) 10.1155/2014/539071.
- [8] Monková K., Monka P.P.: The aspects of influence of technological communication on manufacturing process productivity inside new manufacturing information system, 12 (2011) 327-330.

## WIELOWARIANTOWY PROCES PLANOWANIA PROCESÓW W ZASTOSOWANIU DO PRODUKCJI POJAZDU SPECJALNEGO

### Streszczenie

Artykuł dotyczy charakterystyki danych wejściowych i wyjściowych, które są niezbędne do produkcji części maszyn do pojazdów specjalnego przeznaczenia. Pokazuje zależności między poszczególnymi obiektami produkcyjnymi za pomocą analizy przepływu informacji w ramach CAPP. Możliwe jest stworzenie kilku planów procesów dla każdej części inżynierskiej i w konsekwencji użycie jednego z nich w konkretnych warunkach produkcji, które są optymalne zgodnie z wybranym kryterium. Analiza przepływu informacji może znacznie pomóc w wyborze planu procesu, a tym samym zwiększyć jego efektywność lub jakość.

**Słowa kluczowe:** wspomagane komputerowo planowanie procesu, projektowanie procesu, system informacji o produkcji

DOI: 10.7862/rm.2018.17

*Przesłano do redakcji: 11.05.2018*

*Przyjęto do druku: 29.05.2018*

Andrzej SKRZYPCZYK<sup>1</sup>  
Sławomir RUTKOWSKI<sup>2</sup>  
Justyna KASIŃSKA<sup>3</sup>

## NAPAWANIE WARSTW TRUDNOŚCIERALNYCH NA STALI HARDOX METODAMI OAW I MMA

W artykule przedstawiono efekty napawania warstw trudnościeralnych w postaci węgliku chromu i wolframu na stali Hardox. Napoiny układano ręcznie na odcinki blachy o wymiarach 120x80x10 mm metodami OAW (Oxy Acetylene Welding – 311) oraz MMA (Manual Metal Arc Welding – 111) pod kątem doboru optymalnych parametrów technologicznych. Przeprowadzono obserwacje mikroskopowe z obszaru napoiny, linii wtopienia i strefy wpływu ciepła. Dokonano analizy rozkładu pierwiastków na granicy napoina–materiał podstawowy. Dla obu wariantów technologicznych wykonano badania rozkładu twardości na przekrojach poprzecznych napoin. Autorzy pokazali wpływ zastosowanych technologii na sposób kształtowania się napoin oraz na ich właściwości.

**Słowa kluczowe:** napawanie ręczne, spoiwa, węglik chromu, węglik wolframu

### 1. Wprowadzenie

W ostatniej dekadzie XX w. rozpoczęto produkcję wysokojakościowych stali odpornych na ścieranie, o bardzo dobrych właściwościach wytrzymałościowych oraz odporności na obciążenia udarowe. Stale typu Hardox są produkowane przez szwedzki koncern SAAB w gatunkach 400, 450, 500, 550, 600 oraz Extreme. Ich strukturę i właściwości kształtuje się w toku ciągłego procesu ulepszania cieplnego. Głównym obszarem zastosowania są elementy narażone na ścieranie (burty wozów dostawczych i transportowych, łyżki koparek i ładowarek, rynny kruszarek, wykładziny separatorów), a także noże, listwy, zęby czerpaków itp. [1-5]. W Polsce klasyfikuje się je jako niskostopowe stale martenzytyczne lub stale konstrukcyjne o podwyższonej odporności na ścieranie [6]. Odporność na ścieranie można zwiększyć przez zastosowanie warstw trudnościeralnych w postaci węglików chromu czy wolframu w różnych osnowach. Metody te są stosowane

---

<sup>1</sup> Autor do korespondencji: Andrzej Skrzypczyk, Politechnika Świętokrzyska w Kielcach, al. Tysiąclecia Państwa Polskiego 7, 25-314 Kielce, tmaask@tu.kielce.pl

<sup>2</sup> Sławomir Rutkowski, T.S.A S. Rutkowski M. Górski Sp.j, e-mail: srutkowski@pwtsa.pl

<sup>3</sup> Justyna Kasińska, Politechnika Świętokrzyska w Kielcach, e-mail: kasinska@tu.kielce.pl

w przemyśle zbrojeniowym, np. do napawania na łopatki sprężarek silników lotniczych [7].

Stale Hardox należą do grupy stali dobrze spawalnych. Spawanie i napawanie stali Hardox można prowadzić większością przemysłowych metod spawania [8]. Podczas procesów spawania czy napawania dochodzi jednak do zmiany ich właściwości w obszarze strefy wpływu ciepła (SWC), związanych ze zmianą struktury oraz do zmian twardości [9-10]. Miejsca takie są narażone na uszkodzenia oraz na obniżenie odporności na ścieranie. Niekorzystne efekty można redukować przez procesy obróbki cieplnej wykonanych połączeń [9] lub przez odpowiedni dobór materiałów spawalniczych, warunków oraz parametrów spawania i napawania [10-11].

W artykule autorzy przedstawiają efekty napawania blach ze stali Hardox 400 dwoma rodzajami spoiw, tj. węglikiem chromu (CrC) w osnowie żelaza metodą MMA oraz węglikiem wolframu (WC) w osnowie żelaza metodą OAW. Istotnym zagadnieniem w procesie napawania jest wyeliminowanie warstw buforowych [12] i napawanie bezpośrednio na powierzchnię blachy.

## 2. Materiał do badań

Do wykonania napoin wytypowano stal Hardox 400 o składzie chemicznym przedstawionym w tab. 1. Z blach wykonano próby do napawania o wymiarach 150x80x10 mm. Do wykonania napoin na próbach z blachy w gatunku Hardox 400 o grubości 10 mm zastosowano proces napawania gazowego acetylenowo-tlenowego – OAW (311) i napawania łukowego ręcznego elektrodą otuloną – MMA (111). W obu przypadkach napawanie prowadzono jako dwuwarstwowe. W pracy analizowano efekty napawania gazowego z zastosowaniem spoiwa w gatunku capilla 550G (T Fe 20-65-gz wg PN-EN 14700) oraz napawania łukowego za pomocą elektrod capilla 68 HRC (E Fe 15-70-cgt wg PN-EN 14700). Sposób i parametry technologiczne napawania gazowego i łukowego podano w tab. 2. i 3.

Do obserwacji mikroskopowych zastosowano elektronowy mikroskop skaningowy JSM 7100F (ang. SEM – *scanning electron microscope*). Obserwacje prowadzono na zglądach metalograficznych nietrawionych z wykorzystaniem elektronów wtórnych rozproszonych wstecznie (ang. BSE – *backscattered electrons*) oraz na zglądach trawionych 4% roztworem HNO<sub>3</sub> w C<sub>2</sub>H<sub>5</sub>OH (*nital*). Analizy składu chemicznego wykonano z użyciem detektora EDS (ang. EDS – *energy dispersive spectrometer*). Pomiary twardości metodą Vickersa przeprowadzono z wykorzystaniem twardościomierza NEXUS 4300.



Tabela 1. Skład chemiczny blachy ze stali Hardox 400

Table 1. Chemical composition of a Hardox 400 steel plate

Skład chemiczny [% wag.]								
C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	B
0,13	0,25	1,34	0,009	0,001	0,40	0,08	0,08	0,002

Tabela 2. Parametry technologiczne napawania metodą OAW

Table 2. Technological parameters of OAW pad welding

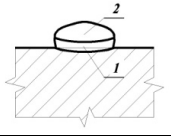
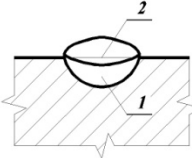
Nr warstwy	Sposób napawania metodą OAW – „w lewo”	Dane napawania					
		średnica spoiwa [mm]	rozmiar dyszy	rodzaj gazu palnego	ciśnienie gazu palnego [MPa]	ciśnienie O <sub>2</sub> [MPa]	rodzaj płomienia
1, 2		3,0	2	acetylen	0,09	0,5	obojętny
Temperatura podgrzewania i międzyścięgowa: ok. 500°C. Chłodzenie po napawaniu: w materiale termoizolacyjnym.							

Tabela 3. Parametry technologiczne napawania metodą MMA

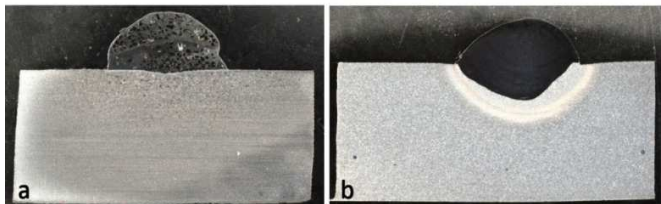
Table 3. Technological parameters of MMA pad welding

Nr warstwy	Sposób napawania metodą MMA	Parametry napawania				
		średnica spoiwa [mm]	natężenie prądu [A]	napięcie prądu [V]	rodzaj prądu/biegunowość	prędkość napawania [cm/min]
1, 2		3,25	140-150	25-26	= (+) ~	10,0
Temperatura podgrzewania i międzyścięgowa: ok. 300°C. Chłodzenie po napawaniu: w materiale termoizolacyjnym.						

### 3. Wyniki badań

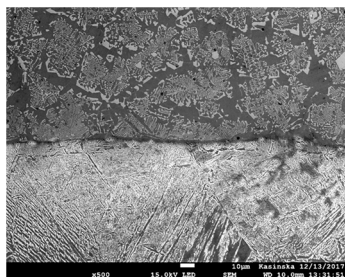
Obserwacje makroskopowe przeprowadzone na przekrojach poprzecznych napoin ujawniły istotne różnice pomiędzy poszczególnymi technologiami napawania. Dla napoiny dwuwarstwowej wykonanej metodą OAW charakterystyczne jest występowanie cząstek węgla wolframu o różnej wielkości i niejednorodnym rozmieszczeniu (rys. 1a). Ten wariant napawania zapewnia niewielkie wtopienie

w materiał podstawowy na całej szerokości napoiny. Przedstawiona na rys. 1b napoina zawierająca węgliki chromu została wykonana metodą MMA. Na przekroju poprzecznym napoiny jest widoczne znaczne wtopienie w materiał podstawowy, a napoina charakteryzuje się jednorodną budową, bez widocznych niezgodności spawalniczych. Na rysunku 2. pokazano mikrostrukturę napoiny i materiału podstawowego w obszarze linii wtopienia. Obserwacje mikroskopowe napoin wykazały występowanie mikropęknięć w obszarze napoiny, jak również porowatości na linii wtopienia w materiał podstawowy (rys. 3.).



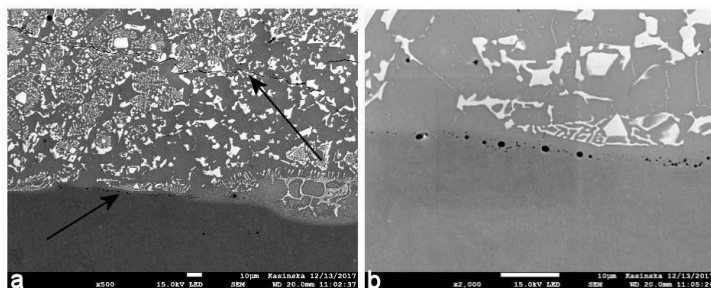
Rys. 1. Makrostruktura napoiny na stali Hardox: a) napawanie OAW, b) napawanie MMA

Fig. 1. Micro-structure of a padding weld on a Hardox 400 steel plate: a) OAW pad welding, b) MMA pad welding



Rys. 2. Mikrostruktura napoiny z węglkami wolframu i materiału podstawowego z widoczną linią wtopienia

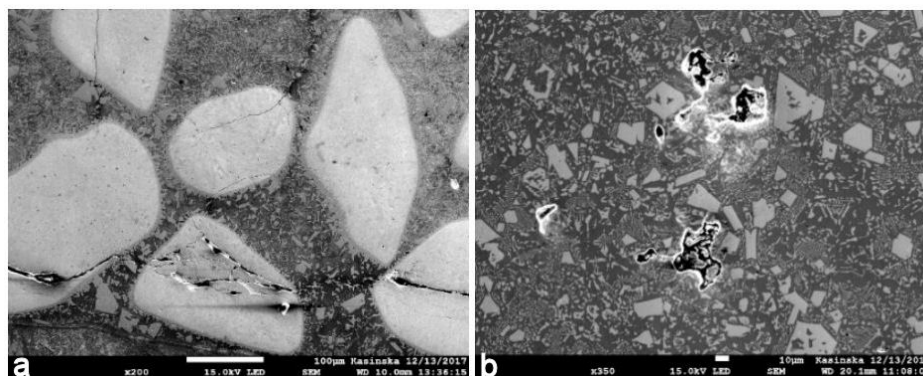
Fig. 2. Microstructure of the padding weld with tungsten carbides and base material with a visible fusion line



Rys. 3. Przykładowa napoina z węglkami wolframu z widocznymi pęknięciami oraz pustkami na linii wtopienia, SEM, BSE

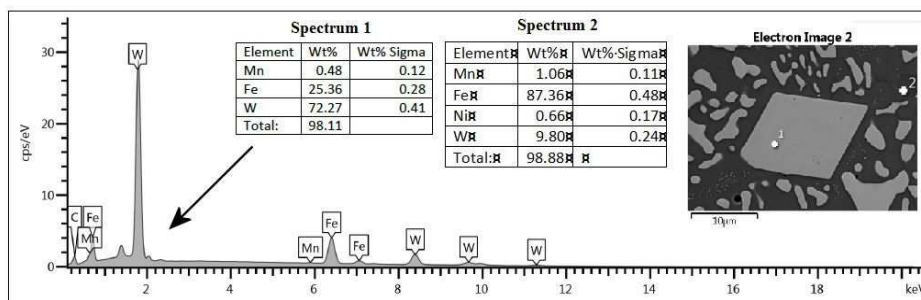
Fig. 3. An example of a padding weld with tungsten carbides with visible cracks and cavities in the line of fusion, SEM, BSE

Pęknięcia propagowały na granicy lub przez twarde wydzielenia węglików wolframu (rys. 4a). W strukturze napoiny zaobserwowano również niezgodności spawalnicze w postaci pustek (rys. 4b). Mikrostruktura wykonanej napoiny jest złożona z licznych wydzieli węglików wolframu w osnowie żelaza, co potwierdziły analizy EDS (rys. 5-6). Analiza liniowa wykazała nagłe przejście pomiędzy napoiną a materiałem podstawowym, świadczące o niewielkim wtopieniu w materiał podstawowy blachy (rys. 6.).



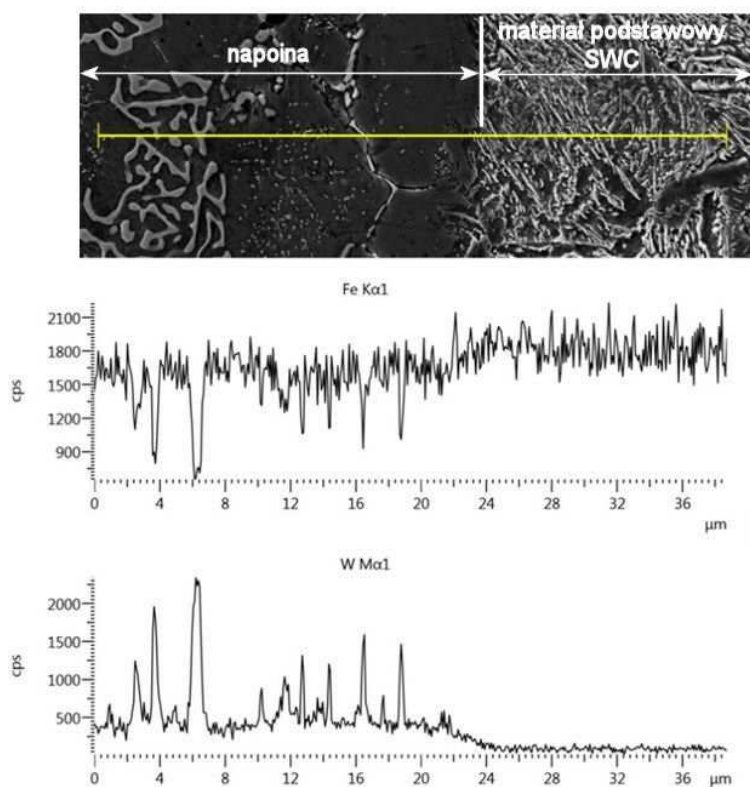
Rys. 4. Przykładowa napoina z węglnikami wolframu z widocznymi pęknięciami oraz pustkami, SEM, BSE

Fig. 4. An example of a padding weld with tungsten carbides with visible cracks and cavities, SEM, BSE



Rys. 5. Analizy punktowe wydzielenia (Spectrum 1) oraz osnowy (Spectrum 2) w napoinie z węglnikami wolframu, SEM, EDS

Fig. 5. Point analyses of particulates (Spectrum 1) and metal matrix (Spectrum 2) in the padding weld with tungsten carbides, SEM, EDS



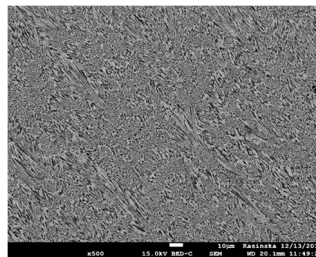
Rys. 6. Rozkład liniowy pierwiastków Fe i W na linii wtopienia napoina–materiał podstawowy

Fig. 6. Linescan analysis of Fe and W elements in the fusion line of the padding weld–base material

Mikrostruktura napoin wykonanych metodą MMA była jednorodna i miała charakter „iglastych” wydzieli (rys. 7.). Nie zaobserwowano niezgodności spawalniczych w postaci mikropęknięć, wykruszeń czy porowatości. Również w obszarze linii wtopienia nie stwierdzono występowania niezgodności spawalniczych (rys. 8.). W przypadku tej metody napawania zaobserwowano wyraźne oddziaływanie cyklu cieplnego napawania na materiał podstawowy. W strefie wpływu ciepła napoiny obserwuje się dwa obszary SWC o istotnie różnej wielkości ziarna (rys. 9.). Obserwacje metodą BSE wskazały różnice pomiędzy poszczególnymi obszarami napoiny (obszary jasne i ciemne), co świadczyło o ich zróżnicowanym składzie chemicznym. Zostało to potwierdzone w analizach punktowych poszczególnych obszarów (rys. 10. i 11.). Rozkład wybranych pierwiastków pomiędzy napoina a materiałem podstawowym przedstawia analiza liniowa na rys. 12.

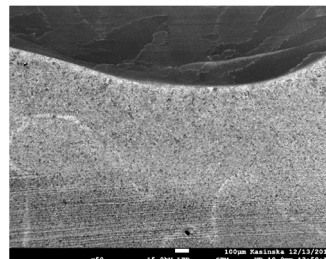
Rys. 7. Mikrostruktura napoiny z węglnikami chromu wykonanej metodą MMA; SEM, BSE

Fig. 7. Microstructure of padding weld with chromium carbides made by MMA; SEM, BSE



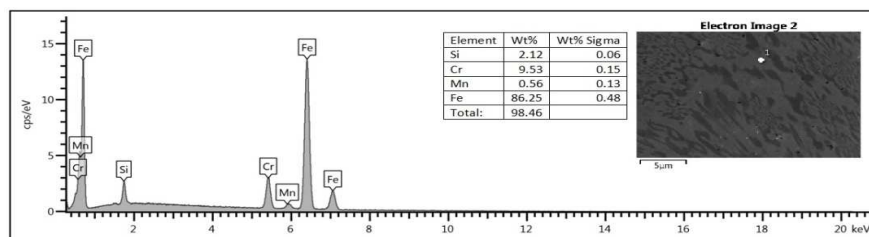
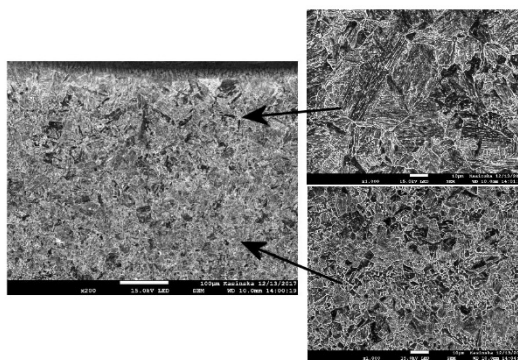
Rys. 8. Mikrostruktura napoiny z węglnikami chromu w obszarze linii wtopienia, SEM

Fig. 8. Microstructure of a padding weld in the area of fusion line, SEM



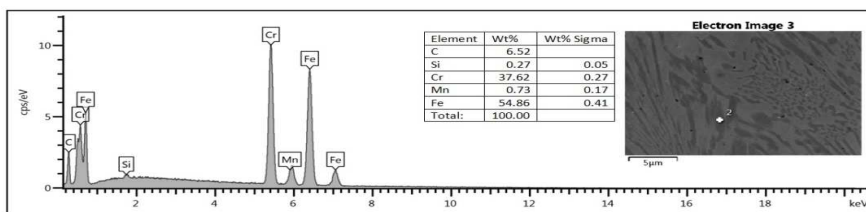
Rys. 9. Mikrostruktura SWC, SEM

Fig. 9. Microstructure of HAZ, SEM



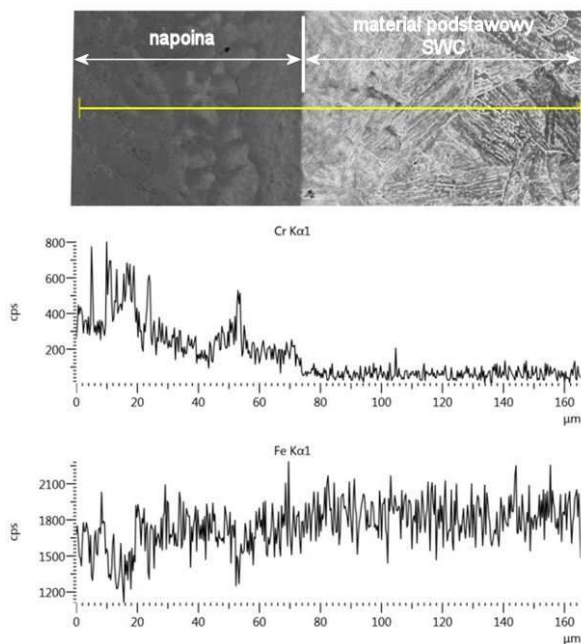
Rys. 10. Analiza punktowa jasnych obszarów (Spectrum 1) w napoinie z węglnikami chromu

Fig. 10. The point analysis of bright areas (Spectrum 1) in the padding weld with chromium carbides



Rys. 11. Analiza punktowa ciemnych obszarów (Spectrum 2) w napoinie z węglkami chromu

Fig. 11. The point analysis of dark areas (Spectrum 2) in padding weld with chromium carbides



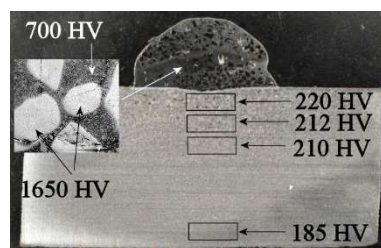
Rys. 12. Rozkład liniowy Cr i Fe dla napoiny wykonanej metodą MMA

Fig. 12. Linescan analysis of Cr and Fe elements of the MMA padding weld

Badania twardości na przekroju poprzecznym napoin pokazano na rys. 13. (OAW) i 14. (MMA). W przypadku napoin wykonanych metodą OAW przeprowadzone pomiary wykazały twardość średnio na poziomie ok. 1650 HV dla WC oraz 700 HV dla osnowy. Idąc od linii wtopienia w kierunku materiału podstawowego, stwierdzono spadek twardości od 220 do 185 HV (rys. 13.). Dla napoiny wykonanej metodą MMA pomiar twardości wykonano w skali makro, bez uwzględnienia poszczególnych obszarów (jasne, ciemne), ze względu na ich niewielkie rozmiary. Średnia twardość napoiny wynosiła ok. 770 HV. W obszarze SWC pomiary twardości były na poziomie od 314 do 230 HV, a dla materiału podstawowego średnia twardość wyniosła ok. 295 HV (rys. 14.).

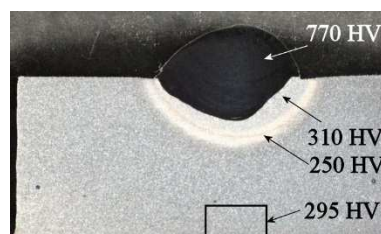
Rys. 13. Rozkład twardości HV dla poszczególnych obszarów napoiny wykonanej metodą OAW

Fig. 13. Distribution of HV hardness for individual areas of the padding weld made with the OAW method



Rys. 14. Rozkład twardości HV dla poszczególnych obszarów napoiny wykonanej metodą MMA

Fig. 14. Distribution of HV hardness for individual padding areas made with the MMA method



#### 4. Wnioski

Przeprowadzone próby napawania metodą OAW i MMA na stali Hardox 400 wykazały skuteczność napawania bez stosowania warstw buforowych. W obu przypadkach udało się zagwarantować wymagane wymiary geometryczne napoin oraz ich odpowiednią jakość do stosowania w warunkach eksploatacyjnych. Zastosowane metody napawania w diametralnie różny sposób oddziaływały na materiał podstawowy. W metodzie OAW, gdzie źródłem ciepła jest płomień acetylenowo-tlenowy, stwierdzono zdecydowanie niższą twardość na przekroju poprzecznym blachy w porównaniu z metodą MMA, gdzie źródłem ciepła jest łuk elektryczny. Istotny wpływ na wartości twardości oraz strukturę SWC oraz materiału podstawowego miała temperatura podgrzewania wstępnego i międzyściegowa (500°C – OAW, 300°C – MMA). Otrzymane wyniki badań potwierdzają prawidłowy dobór spoiw oraz parametrów technologicznych napawania stali Hardox 400. Zastosowanie takich technologii napawania gwarantuje zwiększenie czasu użytkowania elementów maszyn i urządzeń stosowanych między innymi w przemyśle górnictwym i zbrojeniowym.

#### Literatura

- [1] Capanidis D., Konat Ł., Pękalski G., Sachadel U., Wieleba W.: Możliwości zastosowania stali Hardox a ich struktury i wybrane właściwości, XVIII Konf. Problemy Rozwoju Maszyn Roboczych, Zakopane 2005.
- [2] Nosals X., Hernes J.: Badania eksploatacyjne odporności na ścieranie blach wykładzinowych stosowanych w kole czepakowym koparki typu SRS 1200, Tribologia, 4 (2011) 219-228.

- [3] Napiórkowski J., Kołakowski K., Pergoł A.: Ocena zużycia nowoczesnych materiałów konstrukcyjnych stosowanych na narzędzia obrabiające glebę, *Inżynieria Rolnicza*, 15 (2011) 191-197.
- [4] Cegiel L., Kozerska A., Pękalski G.: Struktury i odporność na zużywanie ściernie stosowanych na płyty wykładzinowe zsuwni i przesypów koparek węgla brunatnego, *Górnictwo Odkrywkowe*, 5-6 (2006) 56-62.
- [5] Lisiecki A., Kubica S., Ślizak D., Kurc-Lisiecka A.: Ocena jakości warstw wierzchnich nanometalicznych napawanych GMA w sposób zrobotyzowany na powierzchniach krzywek przesiewacza koksu ze stali Hardox, *Przegląd Spawalnictwa*, 9 (2015) 82-86.
- [6] Dudziński M., Pękalski G., Haimann K.: Charakterystyki strukturalne, wytrzymałościowe i korozyjne niskostopowych stali martenzytycznych, *Górnictwo Odkrywkowe*, 5 (2010) 48-53.
- [7] Jakubowski J., Wysocki P., Senkara J.: Selektywne regeneracyjne napawanie plazmowe warstw Ni-WC na tytanowe łopatki sprężarki silnika lotniczego, *Przegląd Spawalnictwa*, 83 (2011) 38-42.
- [8] SAAB Poland Sp. z o.o.: Spawanie Hardox, [www.saab.pl](http://www.saab.pl).
- [9] Frydman S., Konat Ł., Pękalski G.: Structure and hardness changes in welded joints of Hardox steels, *Arch. Civil Mech Eng*, 8 (2008) 15-27.
- [10] Tasak E.: *Metalurgia spawania*, Wydawnictwo JAK, Kraków 2008.
- [11] Brooks J.A., Garrison Jr. W.M.: Weld microstructure development and properties of precipitation-strengthened martensitic stainless steels, *Welding J.*, 71 (1999) 280-291.
- [12] Grigorenko G.M., Kostin W.A., Poznjakow W.D., Żdanow S.L., Żukow W.W.: Osobliwości przekształceń strukturalnych w strefie wpływu ciepła złączy spawanych MAG stali WELDOX 1300, *Przegląd Spawalnictwa*, 87 (2015) 42-46.

## DEPOSITION OF HARDFACING LAYERS ON HARDOX STEEL BY OAW AND MMA

### Abstract

This paper presents the effects of chromium and tungsten carbide hardfacing on Hardox steel. The padding welds were applied manually on the 120x80x10 mm steel plate sections using Oxy Acetylene Welding (311) and Manual Metal Arc Welding (111) to find the optimum processing parameters. The macrostructure of the padding welds was analyzed for quality. Microscopic observations of the padding weld, fusion line and heat affected zone were performed. The element distribution at the padding weld – base material boundary was analyzed. The distribution of hardness was investigated on the padding weld cross-sections for both technological variants. The authors demonstrated the influence of the technologies used on the formation mechanism and properties of the padding welds.

**Keywords:** manual hardfacing, filler metal, chromium carbide, tungsten carbide

DOI: 10.7862/rm.2018.18

*Przesłano do redakcji: 28.04.2018*

*Przyjęto do druku: 17.05.2018*



Piotr SZMIDT<sup>1</sup>  
Zbigniew KORUBA<sup>2</sup>  
Daniel GAPIŃSKI<sup>3</sup>

## STEROWANIE ZESTAWEM ARTYLERYJSKO-RAKJETOWYM Z WYKORZYSTANIEM ZMODYFIKOWANEGO REGULATORA LINIOWO-KWADRATOWEGO

W niniejszej pracy przedstawiono opracowanie układu sterowania zdalnie sterowanym zestawem artyleryjsko-rakietowym z wykorzystaniem regulatora LQR (liniowo-kwadratowego). Model zestawu wyprowadzono, opierając się na produkowanym w Polsce zestawie ZU 23-2MR. W pracy omówiono linearyzację modelu matematycznego zestawu za pomocą Jakobianów, przedstawiono strukturę i budowę układu regulacji oraz zaproponowano sposób niwelacji uchybu sterowania w stanie ustalonym bez wykorzystania dodatkowych członów całkujących, występujących w układzie regulacji. Badaniom poddano także wpływ oddziaływania zakłóceń pochodzących od strzelającej armaty na dokładność sterowania w trakcie śledzenia manewrującego celu. Przeanalizowano również wpływ niedokładności identyfikacji parametrów obiektu sterowania na pracę układu. Symulacje numeryczne przeprowadzono z wykorzystaniem środowiska Scilab, a najistotniejsze wyniki zostały przedstawione w postaci graficznej.

**Słowa kluczowe:** sterowanie, LQR, regulator liniowo-kwadratowy, linearyzacja, obiekt nieliniowy

### 1. Wprowadzenie

Na współczesnym polu walki istnieje potrzeba ustawicznego zwiększania zdolności bojowych, w tym prędkości działania, zasięgu wykrywania celów, możliwości identyfikacji celów i skuteczności prowadzenia ognia przez zestawy artyleryjsko-rakietowe krótkiego zasięgu. Dużym wyzwaniem jest możliwość skutecznego prowadzenia ognia przez tego typu zestawy w warunkach oddziaływania zakłóceń nie tylko ze strony strzelającej armaty, lecz także ze strony poruszającej się platformy, na której jest posadowiona armata i samonaprowadzające

---

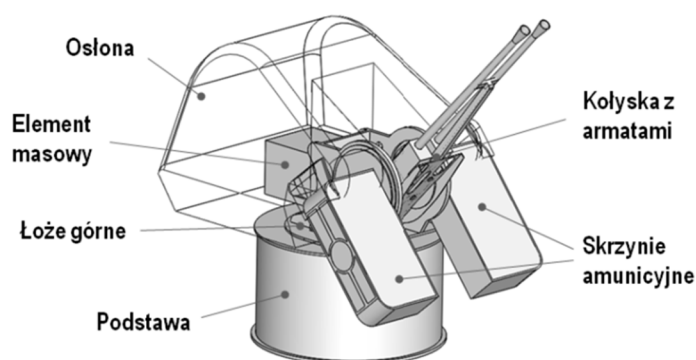
<sup>1</sup> Autor do korespondencji: Piotr Szmidt, Politechnika Świętokrzyska, al. Tysiąclecia Państwa Polskiego 7, 25-314 Kielce, e-mail: pszmidt@tu.kielce.pl

<sup>2</sup> Zbigniew Koruba, Politechnika Świętokrzyska, e-mail: ksmzko@tu.kielce.pl

<sup>3</sup> Daniel Gapiński, Politechnika Świętokrzyska, e-mail: dgapinski@tu.kielce.pl

pociski raketowe. Ponadto, zestaw stanowi układ ze zmienną masą, gdyż w krótkim czasie można wystrzelić od kilku do kilkudziesięciu, a nawet kilkuset pocisków – ma się zatem do czynienia z układem silnie nieliniowym ze zmiennymi parametrami (niestacjonarnym). Należy nadmienić, że obecnie w Polsce trwają prace nad wymienionymi zagadnieniami i dotyczą armaty kalibru 35 mm [1, 2].

W pracy tej zajęto się doбором sterowania dla modelu zestawu opartego na zestawie artyleryjsko-raketowym ZU 23-2MR. Na rysunku 1. przedstawiono model CAD wymienionego zestawu. Jest to jeden z najpopularniejszych zestawów wykorzystywanych i produkowanych w Polsce. Został wyposażony w podwójnie sprzężoną armatę kalibru 23 mm oraz dwa pociski raketowe GROM o zasięgu 5,5 km. Zestaw jest przeznaczony do zwalczania lekkoopancerzonych samolotów, śmigłowców lub obiektów nawodnych z maksymalną donośnością armaty 3 km w poziomie i szybkostrzelnością praktyczną wynoszącą 400 strzałów na minutę [3].



Rys. 1. Model zestawu wykonany w programie CAD

Fig. 1. Model of the system designed in CAD software

## 2. Model matematyczny zestawu

Model matematyczny dynamiki ruchu zestawu został wyprowadzony na podstawie równania Lagrange'a II rodzaju, w wyniku czego otrzymano równania momentów uogólnionych. Na potrzeby zaprojektowania regulatora LQR dynamikę układu należy jednak przedstawić w postaci równań stanu. Wektor stanu  $\mathbf{x}$  zapisano następująco:

$$\mathbf{x} = [x_1, x_2, x_3, x_4]^T \quad (1)$$

gdzie:  $x_1$  – położenie katowe w azymucie,  $x_2$  – prędkość katowa w azymucie,  $x_3$  – położenie katowe w elewacji,  $x_4$  – prędkość katowa w elewacji.

Następnie równania dynamiki zapisano jako układ czterech nieliniowych równań różniczkowych pierwszego rzędu o postaci:

$$\dot{x}_i = f_i + g_i, \quad i = 1, 2, 3, 4 \quad (2)$$

gdzie:  $f_i$  – część (funkcja) zależna od zmiennych stanu (dynamika własna układu),  $g_i$  – część zależna od sterowania i zakłóceń (oddziaływania z zewnątrz).

Jako zewnętrzne oddziaływania dynamiczne przyjęto momenty napędowe  $M_1$  i  $M_2$ , powstające na wyjściu reduktorów i działające na układ ruchu odpowiednio w azymucie i elewacji oraz momenty  $Z_1$  i  $Z_2$ , tj. chwilowe zakłócenia związane z oddawaniem strzałów. Pochodne wektora stanu stanowiące model dynamiki układu są dane równaniami:

$$\dot{x}_1 = \overbrace{x_2}^{f_1} + \overbrace{0}^{g_1} \quad (3)$$

$$\dot{x}_2 = \frac{\overbrace{-(3ax_3^2 + 2bx_3 + c)x_2x_4 - t_{11}x_2^3 - t_{12}x_2}^{f_2}}{I_1 + pn + q + ax_3^3 + bx_3^2 + cx_3 + d} + \frac{\overbrace{M_1 + Z_1}^{g_2}}{I_1 + pn + q + ax_3^3 + bx_3^2 + cx_3 + d} \quad (4)$$

$$\dot{x}_3 = \overbrace{x_4}^{f_3} + \overbrace{0}^{g_3} \quad (5)$$

$$\dot{x}_4 = \frac{\overbrace{0,5(3ax_3^2 + 2bx_3 + c)x_2^2 - t_{21}x_4^3 - t_{22}x_4 - I_2[\sin(x_1)\ddot{\alpha}_x + \cos(x_1)\ddot{\alpha}_y]}^{f_4}}{I_2} + \frac{\overbrace{-mgr \cos(x_3 + \gamma + \alpha_x \sin x_1 + \alpha_y \cos x_1)}^{f_4 \text{ c.d.}}}{I_2} + \frac{\overbrace{M_2 + Z_2}^{g_4}}{I_2} \quad (6)$$

gdzie:  $I_1$  – stały masowy moment bezwładności wieżyczki,  $pn + q$  – zmienny masowy moment bezwładności wieżyczki zależny od liczby naboju w skrzyniach  $n$ ,  $I_2$  – stały masowy moment bezwładności kołyski z armatami względem osi obrotu w elewacji,  $ax_3^3 + bx_3^2 + cx_3 + d$  – zmienny masowy moment bezwładności kołyski z armatami względem osi obrotu w azymucie, zależny od kąta elewacji,  $m$  – masa kołyski z armatami,  $g$  – przyspieszenie grawitacyjne,  $r$  – odległość środka ciężkości kołyski z armatami względem osi obrotu w elewacji,  $\gamma$  – katowe przeszerzenie środka ciężkości kołyski z armatami względem osi luf,  $t_{11}$ ,  $t_{12}$ ,  $t_{21}$ ,  $t_{22}$

– współczynniki nieliniowych aproksymacji funkcji tarcia w przegubach,  $\alpha_x$ ,  $\alpha_y$  – przemieszczenia kątowe podstawy zestawu [4].

Obliczenie macierzy wzmocnień  $\mathbf{K}$  regulatora liniowo-kwadratowego wymaga znajomości liniowego modelu układu w postaci  $\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u}$ , gdzie sterowanie  $\mathbf{u} = [M_1, M_2]^T$ . W celu wyznaczenia macierzy stanu  $\mathbf{A}$  oraz macierzy sterowania  $\mathbf{B}$  skorzystano z Jakobianów. Poszczególne elementy macierzy  $\mathbf{A}$  są dane według zależności (7). Linearyzacja następuje w danym punkcie pracy  $\mathbf{x}^*$  dla aktualnego stanu układu w chwili linearyzacji.

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \left. \frac{\partial f_1}{\partial x_1} \right|_{x_1^*} & \left. \frac{\partial f_1}{\partial x_2} \right|_{x_2^*} & \left. \frac{\partial f_1}{\partial x_3} \right|_{x_3^*} & \left. \frac{\partial f_1}{\partial x_4} \right|_{x_4^*} \\ \left. \frac{\partial f_2}{\partial x_1} \right|_{x_1^*} & \left. \frac{\partial f_2}{\partial x_2} \right|_{x_2^*} & \left. \frac{\partial f_2}{\partial x_3} \right|_{x_3^*} & \left. \frac{\partial f_2}{\partial x_4} \right|_{x_4^*} \\ \left. \frac{\partial f_3}{\partial x_1} \right|_{x_1^*} & \left. \frac{\partial f_3}{\partial x_2} \right|_{x_2^*} & \left. \frac{\partial f_3}{\partial x_3} \right|_{x_3^*} & \left. \frac{\partial f_3}{\partial x_4} \right|_{x_4^*} \\ \left. \frac{\partial f_4}{\partial x_1} \right|_{x_1^*} & \left. \frac{\partial f_4}{\partial x_2} \right|_{x_2^*} & \left. \frac{\partial f_4}{\partial x_3} \right|_{x_3^*} & \left. \frac{\partial f_4}{\partial x_4} \right|_{x_4^*} \end{bmatrix} \quad (7)$$

Po obliczeniu symbolicznym pochodnych cząstkowych uzyskano rozwiązania kolejnych elementów macierzy  $\mathbf{A}$ , które przedstawiają równania:

$$\left. \frac{\partial f_1}{\partial x_1} \right|_{x_1^*} = 0, \quad \left. \frac{\partial f_1}{\partial x_2} \right|_{x_2^*} = 1, \quad \left. \frac{\partial f_1}{\partial x_3} \right|_{x_3^*} = 0, \quad \left. \frac{\partial f_1}{\partial x_4} \right|_{x_4^*} = 0 \quad (8a)$$

$$\left. \frac{\partial f_2}{\partial x_1} \right|_{x_1^*} = 0, \quad \left. \frac{\partial f_2}{\partial x_2} \right|_{x_2^*} = \frac{3t_{11}(x_2^*)^2 + t_{11} - [3a(x_3^*)^2 + 2bx_3^* + c]x_4^*}{I_1 + a(x_3^*)^3 + b(x_3^*)^2 + cx_3^* + d + np + q} \quad (8b)$$

$$\begin{aligned} \left. \frac{\partial f_2}{\partial x_3} \right|_{x_3^*} &= - \frac{2x_2^*x_4^*(3ax_3^* + b)[I_1 + a(x_3^*)^3 + b(x_3^*)^2 + cx_3^* + d + np + q]}{[I_1 + a(x_3^*)^3 + b(x_3^*)^2 + cx_3^* + d + np + q]^2} + \\ &+ \frac{[3a(x_3^*)^2 + 2bx_3^* + c][-x_2^*x_4^*[3a(x_3^*)^2 + 2bx_3^* + c] + t_{11}(x_2^*)^3 + t_{12}(x_2^*)]}{[I_1 + a(x_3^*)^3 + b(x_3^*)^2 + cx_3^* + d + np + q]^2} \end{aligned} \quad (8c)$$

$$\left. \frac{\partial f_2}{\partial x_4} \right|_{x_4^*} = - \frac{[3a(x_3^*)^2 + 2bx_3^* + c]x_2^*}{I_1 + a(x_3^*)^3 + b(x_3^*)^2 + cx_3^* + d + np + q} \quad (8d)$$

$$\left. \frac{\partial f_3}{\partial x_1} \right|_{x_1^*} = 0, \left. \frac{\partial f_3}{\partial x_2} \right|_{x_2^*} = 0, \left. \frac{\partial f_3}{\partial x_3} \right|_{x_3^*} = 0, \left. \frac{\partial f_3}{\partial x_4} \right|_{x_4^*} = 1 \quad (8e)$$

$$\begin{aligned} \left. \frac{\partial f_4}{\partial x_1} \right|_{x_1^*} &= \frac{mgr(\tau_y \sin x_1^* - \tau_x \cos x_1^*) \sin(x_3^* + \tau_x \sin x_1^* + \tau_y \cos x_1^* + \gamma)}{I_2} - \\ &+ \frac{I_2(\ddot{\tau}_x \cos x_1^* + \ddot{\tau}_y \sin x_1^*)}{I_2} \end{aligned} \quad (8f)$$

$$\left. \frac{\partial f_4}{\partial x_2} \right|_{x_2^*} = \frac{[3a(x_3^*)^2 + 2bx_3^* + c]x_2^*}{I_2} \quad (8g)$$

$$\left. \frac{\partial f_4}{\partial x_3} \right|_{x_3^*} = \frac{[3ax_3^* + b](x_2^*)^2 + mgr \sin(x_3^* + \tau_x \sin x_1^* + \tau_y \cos x_1^* + \gamma)}{I_2} \quad (8h)$$

$$\left. \frac{\partial f_4}{\partial x_4} \right|_{x_4^*} = 0 \quad (8i)$$

Zlinearyzowana macierz sterowania **B** ma natomiast postać daną wzorem:

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \left. \frac{\partial g_1}{\partial u_1} \right|_{x^*} & \left. \frac{\partial g_1}{\partial u_2} \right|_{x^*} \\ \left. \frac{\partial g_2}{\partial u_1} \right|_{x^*} & \left. \frac{\partial g_2}{\partial u_2} \right|_{x^*} \\ \left. \frac{\partial g_3}{\partial u_1} \right|_{x^*} & \left. \frac{\partial g_3}{\partial u_2} \right|_{x^*} \\ \left. \frac{\partial g_4}{\partial u_1} \right|_{x^*} & \left. \frac{\partial g_4}{\partial u_2} \right|_{x^*} \end{bmatrix} \quad (9)$$

Po obliczeniu pochodnych cząstkowych uzyskano następujące rozwiązania symboliczne:

$$\left. \frac{\partial g_1}{\partial u_1} \right|_{x^*} = 0, \left. \frac{\partial g_1}{\partial u_2} \right|_{x^*} = 0 \quad (10a)$$

$$\left. \frac{\partial g_2}{\partial u_1} \right|_{x^*} = \frac{1}{I_1 + pn + q + a(x_3^*)^3 + b(x_3^*)^2 + cx_3^* + d}, \left. \frac{\partial g_2}{\partial u_2} \right|_{x^*} = 0 \quad (10b)$$

$$\left. \frac{\partial g_3}{\partial u_1} \right|_{x^*} = 0, \quad \left. \frac{\partial g_3}{\partial u_2} \right|_{x^*} = 0 \quad (10c)$$

$$\left. \frac{\partial g_4}{\partial u_1} \right|_{x^*} = 0, \quad \left. \frac{\partial g_4}{\partial u_2} \right|_{x^*} = \frac{1}{I_2} \quad (10d)$$

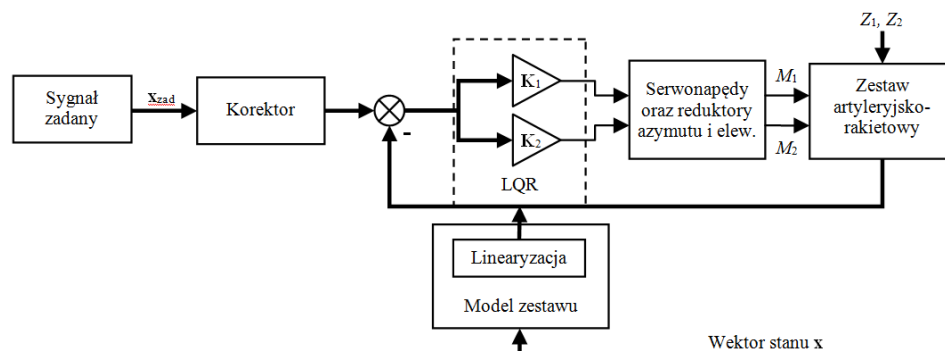
### 3. Układ sterowania

Zaproponowany schemat struktury układu sterowania przedstawiono na rys. 2. Układ sterowania opiera się na zmodyfikowanym regulatorze LQR, w którym macierze **A** i **B** stanowią liniowy model obiektu sterowania w danym punkcie jego pracy. Macierze są wyznaczone z taką samą częstotliwością, z jaką pracuje cyfrowy regulator. W założonym układzie regulacji jako elementy wykonawcze przyjęto serwonapędy z silnikiem bezszczotkowym typu SBL 4-0530 o maksymalnym momencie obrotowym  $\pm 21$  Nm [5]. Serwonapęd razem z reductorem zamodelowano jako człon inercyjny I rzędu, ze stałą czasową  $T = 0,02$  s [4]. Oznacza to, że na zestaw artyleryjsko-rakietowy nie może działać moment napędowy dokładnie taki, jak z wyjścia regulatora (tj. nie może się zmieniać skokowo). Z lewej strony schematu widnieje blok sygnału zadanego (np. wyjście z optoelektronicznej głowicy skanująco-śledzącej) oraz blok korektora uchybu ustalonego, który zostanie szerzej omówiony w dalszej części pracy.

Założono, że wektor stanu układu jest w pełni znany. Składowe wektora stanu, czyli położenie i prędkości kątowne w azymucie i elewacji mogą być fizycznie mierzone za pomocą czujników, np. enkoderów położenia kątownego oraz indukcyjnych czy optycznych sensorów prędkości kątownej. Dzięki znajomości pełnego wektora stanu i innych wielkości, takich jak pozostała liczba naboju w skrzyniach, nieliniowy model dynamiki zestawu można poddać linearyzacji w aktualnym punkcie jego pracy. Model liniowy z kolei może posłużyć do wyznaczenia sterowania optymalnego dla liniowo-kwadratowego wskaźnika jakości danego ogólnie wzorem [6]:

$$J = \int_0^{\infty} \mathbf{x}^T \mathbf{Q} \mathbf{x} + \mathbf{u}^T \mathbf{R} \mathbf{u} dt \quad (11)$$

gdzie: **Q** – macierz wag zmiennych stanu, **R** – macierz wag (kosztu) sterowania.



Rys. 2. Struktura układu sterowania ze zmodyfikowanym regulatorem LQR

Fig. 2. Control system structure with the modified LQR controller

Dla rozpatrywanych dalej symulacji dobrano iteracyjnie macierz  $\mathbf{Q}$  oraz macierz  $\mathbf{R}$ , przy czym wartości początkowe przyjęto według pracy [7]:

$$\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} 500 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 100 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1000 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 4 \end{bmatrix} \quad (12)$$

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} 0,000001 & 0 \\ 0 & 0,000001 \end{bmatrix} \quad (13)$$

Dla regulatora LQR prawo sterowania w podstawowej formie jest wyrażane wzorem (14). Do wyznaczenia macierzy wzmocnień  $\mathbf{K}$  posłużono się gotową funkcją `lqr` zawartą w pakiecie Scilab [6], wewnątrz której jest rozwiązywane równanie różniczkowe Riccatiego:

$$\mathbf{u} = -\mathbf{K}(\mathbf{x}_{zad} - \mathbf{x}) \quad (14)$$

gdzie  $\mathbf{x}_{zad}$  – zadany wektor stanu układu.

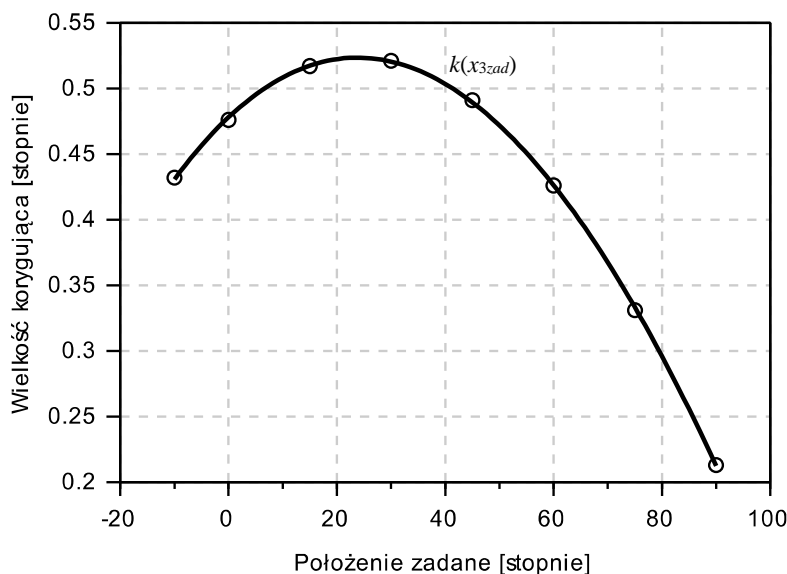
W efekcie użycia funkcji `lqr` uzyskuje się macierz wzmocnień obu regulatorów, tj.  $\mathbf{K}^{(4 \times 2)} = [\mathbf{K}_1^{(4 \times 1)} \ \mathbf{K}_2^{(4 \times 1)}]$ .

W związku z niewystarczającym rzędem astatyzmu układu elewacji następuje wyraźny uchyb ustalony dla regulacji stałowartościowej. Aby zminimalizować ten uchyb, wprowadzono pewną funkcję korygującą  $k(x_{3zad})$ . Postać funkcji na podstawie doświadczeń symulacyjnych została aproksymowana funkcją wielomianową 3. rzędu:

$$k(x_{3zad}) = 0,0195x_3^3 - 0,2799x_3^2 + 0,2222x_3 + 0,478 \quad (15)$$

Postać funkcji (15) wynika z tego, że zbadano uchyb ustalony dla zadanych, stałych położenia kątownych z zakresu od  $-10$  do  $90^\circ$ . Na podstawie zebranych punktów pomiarowych dopasowano krzywą wielomianową (rys. 3.). Ostatecznie, jako sygnał zadany do układu regulacji jest wprowadzane skorygowane położenie zadane w elewacji  $\hat{x}_{3zad}$ , dane wyrażeniem:

$$\hat{x}_{3zad} = x_{3zad} + k(x_{3zad}) \quad (16)$$



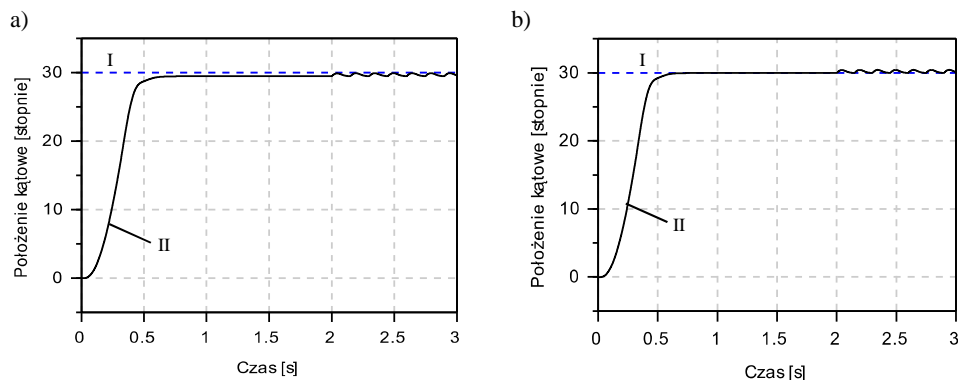
Rys. 3. Przebieg funkcji korygującej  $k(x_{3zad})$  na tle punktów pomiaru uchybu

Fig. 3. Correction function  $k(x_{3zad})$  and measured error points

Rezultat działania funkcji korygującej przedstawiają rys. 4. i 5. W chwili  $t = 2$  s następuje seria wystrzałów modelowana jako trójkątne impulsy momentu obrotowego o czasie trwania  $0,0019$  s i działającego na układ elewacji (w jednym kierunku) i azymutu (naprzemiennie). Na rysunkach 4a i 5a pokazano przebieg wypracowanego kąta w elewacji bez korekcji, natomiast na rys. 4b i 5b – przebieg wypracowanego kąta z włączoną korekcją w układzie. Funkcja korekcji w stosunku do członu całkującego ma tę zaletę, że nie powoduje pogorszenia innych parametrów regulacji, takich jak zwiększenie czasu regulacji czy zwiększenie oscylacyjności. Badania symulacyjne wykazały, że po wprowadzeniu członu całkującego zamiast funkcji korekcji wymienione wcześniej parametry ulegały wyraźnemu pogorszeniu dla nastawy członu całkującego, która powodowałaby

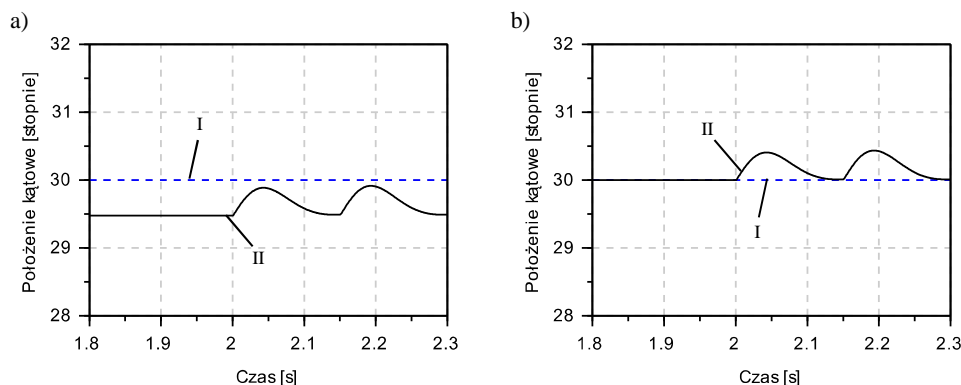


likwidację uchybu ustalonego. Dla regulacji LQR położenia w układzie azymutu uchyb ustalony jest znikomy.



Rys. 4. Sterowanie w układzie elewacji: a) bez korekcji, b) z korekcją uchybu ustalonego. Przebieg zadany (I), przebieg realizowany (II)

Fig. 4. Control in the elevation system: a) without correction, b) with the steady error correction. Desired (I) and performed (II) trajectories



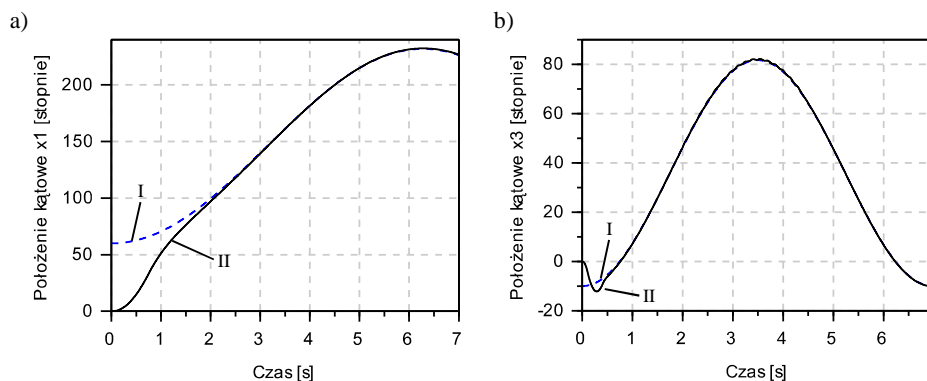
Rys. 5. Powiększony fragment z rys. 3: a) bez korekcji, b) z korekcją uchybu ustalonego; widoczne zakłócenia od strzałów. Przebieg zadany (I), przebieg realizowany (II)

Fig. 5. Enlarged part of fig. 3: a) without correction, b) with the steady error correction; disturbances from firing can be seen. Desired (I) and performed (II) trajectories

#### 4. Przykład symulacyjny śledzenia celu

W prezentowanej symulacji zbadano nie tylko możliwość śledzenia manewrującego celu, ale i odporność na oddziaływanie zakłóceń od strzałów w trakcie śledzenia oraz odporność regulacji na niedokładność identyfikacji parametrów

modelu obiektu sterowania. Różnica pomiędzy obiektem sterowania (zestawem) a linearyzowanym modelem, na podstawie którego jest wyznaczane sterowanie, polegała na celowym zwiększeniu parametrów obiektu sterowania: o 30% momentu bezwładności  $I_1$  oraz o 20% masy kołyski z armatami  $m$ . Założono jednocześnie, że podstawa zestawu jest nieruchoma, tj.  $\alpha_x(t) = 0$  i  $\alpha_y(t) = 0$ .

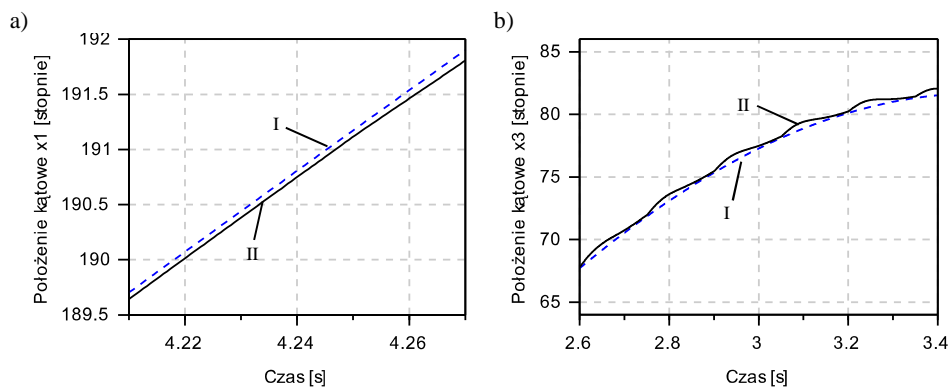


Rys. 6. Przebiegi zadane (I) i realizowane (II) przez zestaw w układzie: a) azymutu, b) elewacji

Fig. 6. Desired (I) and performed (II) trajectories in: a) azimuth, b) elevation

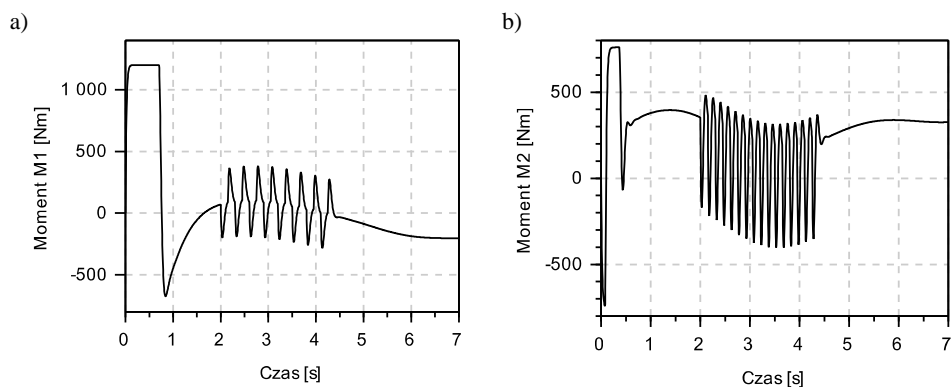
Przykładową trajektorię śledzenia celu i realizowany ruch przedstawia rys. 6. Warunki początkowe obiektu sterowania są różne od zadanych, zatem w pierwszej fazie następuje nakierowanie zestawu na zadaną trajektorię, a następnie po czasie ok. 2 s oddawana jest seria 15 strzałów. Zakłócenia pochodzące od strzałów są szczególnie widoczne w przypadku układu elewacji, co przedstawiono na rys. 7b. Dla układu azymutu (rys. 7a) oddziaływanie zakłóceń od strzałów jest znacznie mniej widoczne, co wynika ze znacząco większej masy (bezwładności) wieżyczki w stosunku do kołyski.

Na rysunku 8. przedstawiono momenty sterujące wypracowane przez napędy w trakcie wykonywania prezentowanego ruchu. Wyraźnie widać chwile oddawania strzałów, gdzie następuje dynamiczna reakcja układu regulacji w celu kompensacji zakłóceń. Wytworzone momenty napędowe nie osiągają jednak swoich maksymalnych wartości (nie następuje nasycenie), ze względu na występującą w układzie napędowym bezwładność.



Rys. 7. Powiększenie fragmentów przebiegów zadanych (I) i realizowanych (II) z rys. 6.: a) w azymucie, b) w elewacji

Fig. 7. Enlargement of the desired (I) and performed (II) trajectories from Fig. 6.: a) azimuth, b) elevation



Rys. 8. Momenty napędowe układu: a) azymutu, b) elewacji

Fig. 8. Drive torques for: a) azimuth, b) elevation

## 5. Wnioski

W pracy przedstawiono sposób linearyzacji modelu matematycznego dynamiki zestawu artyleryjsko-rakietowego typu ZU 23-2MR. Liniowy model posłużył z kolei do implementacji regulatora LQR, czego efektem jest wyznaczenie macierzy wzmocnień, stanowiącej podstawę prawa sterowania dla omawianego typu regulacji. Następnie zaproponowano sposób kompensacji uchybu ustalonego, polegającej na wprowadzeniu nieliniowej funkcji korygującej sygnał zadany dla położenia w elewacji. Wykazano, że sposób ten poprawia dokładność

pozycjonowania zestawu w zadanym położeniu oraz przy oddziaływaniu zakłóceń pochodzących od strzałów.

Należy nadmienić, że zbudowany układ regulacji działa bardzo poprawnie również w przypadku, gdy model nie jest tożsamy z obiektem sterowania. Wprowadzone celowo rozbieżności wartości parametrów modelu obiektu i obiektu sterowania nie spowodowały znaczącego pogorszenia jakości sterowania. W przypadku omawianego układu regulacji dokładność śledzenia trajektorii w przypadku zarówno azymutu, jak i elewacji wynosi ok.  $0,1^\circ$ . Zakłócenia od strzałów są poprawnie kompensowane – do chwili następnego strzału układ powraca do zadanego położenia ze wspomnianą dokładnością. Dalsze prace związane z układem sterowania opartym na zmodyfikowanym regulatorze LQR mogą poddawać analizie optymalizację wartości macierzy wag. Macierze te są bardzo istotne z punktu widzenia jakości sterowania i ich numeryczna optymalizacja mogłaby wpłynąć na poprawę tej jakości.

Kolejnym istotnym aspektem będzie optymalizacja użycia zasobów obliczeniowych w układzie regulacji. Wylizanie Jakobianów w każdym kroku wymaga znaczącej mocy obliczeniowej, aby zachować rygor czasowy i zapewnić pracę układu w czasie rzeczywistym. Na testowanym komputerze (procesor Intel i3 4000M, 8 GB Ram) krytyczny krok całkowania wyniósł  $dt = 0,0006$  s. Dalsze zmniejszanie kroku powodowało, że czas obliczeń był dłuższy niż czas końcowy symulacji, co oznacza, że obliczeń nie dałoby się wykonać w czasie rzeczywistym. W przypadku układów ze zmianami tak dynamicznymi jak oddziaływania pochodzące od wystrzałów konieczne jest zapewnienie odpowiednio wysokiej częstotliwości pracy układów regulacji i napędu.

## Literatura

- [1] Dura M.: Armata 35 mm dla Kormorana, <http://www.defence24.pl/292995,fbm-armata-35-mm-tryton-dla-kormorana> (dostęp: 02.03.2018).
- [2] Gacek J., Gwardecki J., Kobierski J., Leciejewski Z., Łuszczak S., Milewski S., Świętek T., Woźniak R., Wójcik Z.: Structure and innovative technologies in the new Polish 35 mm naval weapon system, 11th Int. Armament Conf. Scientific Aspects of Armament & Safety Technology 2016, pp. 246-247.
- [3] Zakłady Mechaniczne Tarnów, 23 mm przeciwlotniczy morski zestaw artyleryjsko-rakietowy ZU-23-2MR, <http://www.zmt.tarnow.pl/wordpress> (dostęp: 02.03.2018).
- [4] Szmidt P.: A compensation for positioning of the remote control artillery-missile set in external disturbance conditions, *Vibration, Control Stability Dynamical Systems*, 23 (2017) 513-524.
- [5] Motor Technology Ltd., SBL/K Motor Catalogue, <http://docplayer.net/5976825-Sbl-k-motor-catalogue-2002.html> (dostęp: 02.03.2018).
- [6] Ashish T.: *Modern control design with Matlab and Simulink*, Wiley, New York 2002.
- [7] Koruba Z.: The control of the artillery-rocket set in conditions of random interferences, *Vibration, Control Stability Dynamical Systems*, 23 (2017) 203-214.
- [8] Scilab – dokumentacja, <https://help.scilab.org/docs> (dostęp: 15.02.2018).

## CONTROL OF MISSILE-ARTILLERY SYSTEM WITH MODIFIED LINEAR-QUADRATIC REGULATOR

### Abstract

This paper presents the development of a remote-controlled artillery-rocket control system using the LQR (linear-quadratic regulator). The system model was derived on the basis of the ZU 23-2MR set manufactured in Poland. The work discusses linearization of the mathematical model of the system with the help of Jacobians, presents the structure of the control system and proposes a method of minimizing the control error in the steady state, without the use of additional integrating elements occurring in the control system. The study also examined the impact of interference from a shooting cannon on the accuracy of control while tracking a maneuvering target. The influence of inaccurate identification of control object parameters on system operation was also analyzed. Numerical simulations were carried out using the Scilab environment, and the most important results were presented in the graphic form.

**Keywords:** control, LQR, linear-quadratic regulator, linearization, non-linear plant

DOI: 10.7862/rm.2018.19

*Przesłano do redakcji: 25.04.2018*

*Przyjęto do druku: 26.05.2018*



Damian SZUBARTOWSKI<sup>1</sup>

## ZAGADNIENIE ZAKRZYWIONEJ ANIZOTROPOWEJ ORAZ FUNKCJONALNIE GRADOWANEJ POWŁOKI PODDANEJ DZIAŁANIU POLA TEMPERATURY

Praca dotyczy problematyki zakrzywionej powłoki wykonanej z anizotropowego materiału o funkcyjnej gradacji. W rachunku wykorzystano koncepcję tensora krzywizny Riemanna-Christoffela wzbogaconą o wpływ pola temperatury przez obecność tensora właściwości termicznych. W ramach wykonanych obliczeń różnica wektora poddanego koneksji afinicznej wzdłuż infinitezimalnego czworokąta wyraża się, zależnie od drogi przejścia, sumą zarówno efektu geometrycznego, reprezentowanego tensorem krzywizny Riemanna-Christoffela, jak również efektu termicznego wyrażonego przez symbol krzywizny termicznej.

**Słowa kluczowe:** materiał funkcjonalnie gradientowy, termosprężystość

### 1. Wprowadzenie

Budowana teoria stanowi podejście Riemanna Christoffela, opierające się na ogólnie rozumianym przesunięciu równoległym wektora wzdłuż infinitezimalnego czworokąta (por. [1]). Nowością jest natomiast doszacowanie wpływu pola temperatury, którego obecność objawia się w przyroście wektora bazowego według wzoru:

$$de_i = (\Gamma_{ik}^j dx^k + \alpha_i^j dT) e_j \quad (1)$$

Oznacza to, że lokalny reper przy przejściu do nieskończenie bliskiego punktu sąsiedniego doznaje przyrostów wektorów bazowych zarówno z uwagi na pierwotnie posiadaną krzywiznę, jak i jej modyfikację związaną z obecnością właściwości termicznych oraz pola temperatury. W rachunku  $\Gamma_{ik}^j$  oznacza symbol Christoffela drugiego rodzaju, natomiast  $\alpha_i^j$  stanowi tensor rozszerzalności termicznej.

---

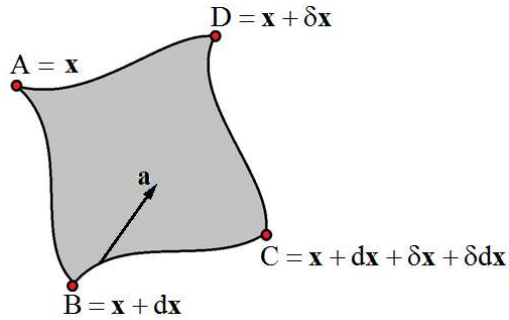
<sup>1</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Damian Szubartowski, Politechnika Krakowska, al. Jana Pawła II 37, 31-864 Kraków, tel.: (12) 3743370, e-mail: damian.szubartowski@pk.edu.pl

Przyrost kontrawariantnego wektora poddanego przesunięciu równoległemu można wyrazić jako:

$$da^j = -a^i (\Gamma_{ik}^j dx^k + \alpha_i^j dT) \quad (2)$$

## 2. Koneksja afiniczna wektora kontrawariantnego wzdłuż infinitezymalnego czworokąta

Rozważmy nieskończenie mały czworokąt ABCD rozpięty na zakrzywionej powierzchni zgodnie z rys. 1.



Rys. 1. Infinitezymalny czworokąt ABCD

Fig. 1. Infinitesimal quadrangle ABCD

Boki wielokąta zostaną oznaczone kolejno przez:

$$\begin{aligned} A &= (x^1, \dots, x^n) = \mathbf{x} \\ (A \rightarrow B) &\Rightarrow B = \mathbf{x} + d\mathbf{x} \\ (A \rightarrow D) &\Rightarrow D = \mathbf{x} + \delta\mathbf{x} \\ (B \rightarrow C') &\Rightarrow C' = \mathbf{x} + d\mathbf{x} + \delta(\mathbf{x} + d\mathbf{x}) = \mathbf{x} + d\mathbf{x} + \delta\mathbf{x} + \delta d\mathbf{x} \\ (D \rightarrow C'') &\Rightarrow C'' = \mathbf{x} + \delta\mathbf{x} + d(\mathbf{x} + \delta\mathbf{x}) = \mathbf{x} + d\mathbf{x} + \delta\mathbf{x} + d\delta\mathbf{x} \\ \text{jeżeli: } \delta d\mathbf{x} &= d\delta\mathbf{x} \text{ (przestrzeń Riemannowska)} \Leftrightarrow C' = C'' = C = \mathbf{x} + d\mathbf{x} + \delta\mathbf{x} + \delta d\mathbf{x} \end{aligned} \quad (3)$$

Można dokonać przesunięcia równoległego wektora  $\mathbf{a}$  z punktu A przez B do C oraz z punktu A przez D do C. Różnica wektorów przesuwanych równolegle wspomnianymi drogami stanowi pewną miarę krzywizny, zgodnie z następującym rachunkiem:



$$\begin{aligned}
& A \rightarrow a_A^j = a^j \\
& (A \rightarrow B) \Rightarrow B \rightarrow a_{A \rightarrow B}^j = a^j - a^i (\Gamma_{ik}^j dx^k + \alpha_i^j dT) \\
& (B \rightarrow C) \Rightarrow C \rightarrow a_{B \rightarrow C}^j = a^j - a^i (\Gamma_{ik}^j dx^k + \alpha_i^j dT) + \delta[a^j - a^i (\Gamma_{ik}^j dx^k \\
& + \alpha_i^j dT)] = a^j - \Gamma_{ik}^j a^i dx^k - a^i \Gamma_{ik}^j \delta x^k - \frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial x^l} a^i dx^k \delta x^l + \Gamma_{lm}^i \Gamma_{ik}^j a^l dx^k \delta x^m \\
& - \Gamma_{ik}^j a^i \delta dx^k - \frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial T} a^i dx^k \delta T + \alpha_i^j a^l \Gamma_{ik}^j dx^k \delta T - a^i \alpha_i^j dT - a^i \alpha_i^j \delta T - \\
& \frac{\partial \alpha_i^j}{\partial x^k} a^i dT \delta x^k - \frac{\partial \alpha_i^j}{\partial T} a^i dT \delta T + \Gamma_{lm}^i \alpha_i^j a^l \delta x^m dT + \alpha_i^j \alpha_i^l a^l dT \delta T - \alpha_i^j a^i \delta dT \\
& (A \rightarrow D) \Rightarrow D \rightarrow a_{A \rightarrow D}^j = a^j - a^i (\Gamma_{ik}^j \delta x^k + \alpha_i^j \delta T) \\
& (D \rightarrow C) \Rightarrow C \rightarrow a_{D \rightarrow C}^j = a^j - a^i (\Gamma_{ik}^j \delta x^k + \alpha_i^j \delta T) + d[a^j - a^i (\Gamma_{ik}^j \delta x^k \\
& + \alpha_i^j \delta T)] = a^j - \Gamma_{ik}^j a^i \delta x^k - \Gamma_{ik}^j a^i dx^k - \frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial x^l} a^i \delta x^k dx^l + \Gamma_{lm}^i \Gamma_{ik}^j a^l \delta x^k dx^m \\
& - \Gamma_{ik}^j a^i d \delta x^k - \frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial T} a^i \delta x^k dT + \Gamma_{ik}^j a^l \alpha_i^l \delta x^k dT - a^i \alpha_i^j \delta T - a^i \alpha_i^j dT \\
& - \frac{\partial \alpha_i^j}{\partial x^k} a^i dx^k \delta T - \frac{\partial \alpha_i^j}{\partial T} a^i \delta T dT + \alpha_i^j \Gamma_{lm}^i a^l dx^m \delta T + \alpha_i^j \alpha_i^l a^l \delta T dT - \alpha_i^j a^i d \delta T \\
& a_{B \rightarrow C}^j - a_{D \rightarrow C}^j = \Delta a^j = a^j - \Gamma_{ik}^j a^i dx^k - a^i \Gamma_{ik}^j \delta x^k - \frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial x^l} a^i dx^k \delta x^l \\
& + \Gamma_{lm}^i \Gamma_{ik}^j a^l dx^k \delta x^m - \Gamma_{ik}^j a^i \delta dx^k - \frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial T} a^i dx^k \delta T - a^j + \Gamma_{ik}^j a^i \delta x^k + \Gamma_{ik}^j a^i dx^k \\
& + \frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial x^l} a^i \delta x^k dx^l - \Gamma_{lm}^i \Gamma_{ik}^j a^l \delta x^k dx^m + \Gamma_{ik}^j a^i d \delta x^k + \frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial T} a^i \delta x^k dT \\
& + \alpha_i^j a^l \Gamma_{ik}^j dx^k \delta T - a^i \alpha_i^j dT - a^i \alpha_i^j \delta T - \frac{\partial \alpha_i^j}{\partial x^k} a^i dT \delta x^k - \frac{\partial \alpha_i^j}{\partial T} a^i dT \delta T \\
& + \Gamma_{lm}^i \alpha_i^j a^l \delta x^m dT + \alpha_i^j \alpha_i^l a^l dT \delta T - \alpha_i^j a^i \delta dT - \Gamma_{ik}^j a^l \alpha_i^l \delta x^k dT + a^i \alpha_i^j \delta T \\
& + a^i \alpha_i^j dT + \frac{\partial \alpha_i^j}{\partial x^k} a^i dx^k \delta T + \frac{\partial \alpha_i^j}{\partial T} a^i \delta T dT - \alpha_i^j \Gamma_{lm}^i a^l dx^m \delta T - \alpha_i^j \alpha_i^l a^l \delta T dT \\
& + \alpha_i^j a^i d \delta T = -\Gamma_{ik}^j a^i dx^k - \Gamma_{ik}^j a^i \delta x^k - \frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial x^l} a^i dx^k \delta x^l + \Gamma_{il}^m \Gamma_{mk}^j a^i dx^k \delta x^l \\
& - \Gamma_{ik}^j a^i \delta dx^k
\end{aligned} \tag{4}$$

$$\begin{aligned}
& -\frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial T} a^i dx^k \delta T + \Gamma_{ik}^j a^i \delta x^k + \Gamma_{ik}^j a^i dx^k + \frac{\partial \Gamma_{il}^j}{\partial x^k} a^i dx^k \delta x^l - \Gamma_{ik}^m \Gamma_{ml}^j a^i dx^k \delta x^l \\
& + \Gamma_{ik}^j a^i d\delta x^k + \frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial T} a^i \delta x^k dT + \Gamma_{ik}^j \alpha_j^l a^l dx^k \delta T - \frac{\partial \alpha_i^j}{\partial x^k} a^i \delta x^k dT \\
& + \Gamma_{lm}^i \alpha_i^j a^l \delta x^m dT - \Gamma_{ik}^j \alpha_j^l a^l \delta x^k dT + \frac{\partial \alpha_i^j}{\partial x^k} a^i dx^k \delta T - \Gamma_{lm}^i \alpha_i^j a^l dx^m \delta T \\
& = \left( \frac{\partial \Gamma_{il}^j}{\partial x^k} - \frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial x^l} + \Gamma_{il}^m \Gamma_{mk}^j - \Gamma_{ik}^m \Gamma_{ml}^j \right) a^i dx^k \delta x^l + \left( \frac{\partial \Gamma_{ik}^j}{\partial T} - \frac{\partial \alpha_i^j}{\partial x^k} + \Gamma_{ik}^l \alpha_l^j \right. \\
& \left. - \Gamma_{ik}^j \alpha_l^l \right) a^i (\delta x^k - dx^k) dT
\end{aligned}$$

gdzie:

$$\frac{\partial \Gamma_{ik}^l}{\partial x^j} - \frac{\partial \Gamma_{ij}^l}{\partial x^k} + \Gamma_{mj}^l \Gamma_{ik}^m - \Gamma_{mk}^l \Gamma_{ij}^m = R_{ijk}^l \quad (5)$$

stanowi tensor krzywizny Riemana-Christoffela, natomiast

$$\frac{\partial \Gamma_{ij}^k}{\partial T} - \frac{\partial \alpha_i^k}{\partial x^j} + \Gamma_{ij}^l \alpha_l^k - \Gamma_{ij}^k \alpha_l^l = S_{ij}^k \quad (6)$$

można interpretować jako symbol krzywizny termicznej.

W celu wyznaczenia pochodnej symbolu Christoffela drugiego rodzaju po temperaturze wykorzystuje się jego związek z tensorem metrycznym, prezentując następujące rozumowanie:

$$\begin{aligned}
g_{ij} &= \mathbf{e}_i \circ \mathbf{e}_j \Rightarrow dg_{ij} = d\mathbf{e}_i \circ \mathbf{e}_j + \mathbf{e}_i \circ d\mathbf{e}_j = \\
&= \left( \Gamma_{ik}^l dx^k + \alpha_i^l dT \right) \mathbf{e}_l \circ \mathbf{e}_j + \left( \Gamma_{jk}^l dx^k + \alpha_j^l dT \right) \mathbf{e}_i \circ \mathbf{e}_l = \\
&= \underbrace{\left( \Gamma_{ik}^l g_{lj} + \Gamma_{jk}^l g_{il} \right)}_{=\frac{\partial g_{ij}}{\partial x^k}} dx^k + \underbrace{\left( \alpha_i^l g_{lj} + \alpha_j^l g_{il} \right)}_{=\frac{\partial g_{ij}}{\partial T}} dT \quad (7) \\
\frac{\partial g_{ij}}{\partial T} &= 2\alpha_i^l g_{lj}
\end{aligned}$$

Dalej, postulując na tensorze metrycznym spełnienie warunków Schwarza z uwagi na zmienną  $x$  oraz  $T$ , otrzymuje się:

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial}{\partial T} \left( \frac{\partial g_{ij}}{\partial x^k} + \frac{\partial g_{kj}}{\partial x^i} - \frac{\partial g_{ik}}{\partial x^j} \right) = 2 \frac{\partial}{\partial T} (\Gamma_{ik}^l g_{lj}) = \\
& = 2 \frac{\partial}{\partial x^k} (\alpha_i^l g_{lj}) + 2 \frac{\partial}{\partial x^i} (\alpha_k^l g_{lj}) - 2 \frac{\partial}{\partial x^j} (\alpha_i^l g_{lk}) / : 2 \\
& \frac{\partial \Gamma_{ik}^l}{\partial T} g_{lj} = \left[ \frac{\partial}{\partial x^k} (\alpha_i^l g_{lj}) + \frac{\partial}{\partial x^i} (\alpha_k^l g_{lj}) - \frac{\partial}{\partial x^j} (\alpha_i^l g_{lk}) \right] \\
& - \Gamma_{ik}^l (\alpha_i^m g_{mj} + \alpha_j^m g_{lm}) / g^{nj}
\end{aligned} \tag{8}$$

Ostatecznie:

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial \Gamma_{ij}^k}{\partial T} = g^{km} \left[ \frac{\partial}{\partial x^j} (\alpha_i^l g_{lm}) + \frac{\partial}{\partial x^i} (\alpha_j^l g_{lm}) - \frac{\partial}{\partial x^m} (\alpha_i^l g_{lj}) \right] \\
& - \Gamma_{ij}^l (\alpha_i^k + \alpha_n^m g^{kn} g_{lm})
\end{aligned} \tag{9}$$

zatem:

$$\begin{aligned}
& S_{ij}^k = g^{km} \left[ \frac{\partial}{\partial x^i} (\alpha_j^l g_{lm}) + \frac{\partial}{\partial x^j} (\alpha_i^l g_{lm}) - \frac{\partial}{\partial x^m} (\alpha_i^l g_{lj}) \right] \\
& - \Gamma_{ij}^l \alpha_n^m g^{kn} g_{lm} - \Gamma_{ij}^k \alpha_i^l - \frac{\partial \alpha_i^k}{\partial x^j}
\end{aligned} \tag{10}$$

Transformacja symbolu krzywizny termicznej:

$$\begin{aligned}
& S_{ij}^k = \frac{\partial \Gamma_{ij}^k}{\partial T} - \frac{\partial \alpha_i^k}{\partial q^j} + \Gamma_{ij}^l \alpha_i^k - \Gamma_{ij}^k \alpha_i^l = \frac{\partial x^1}{\partial q^i} \frac{\partial x^m}{\partial q^j} \frac{\partial q^k}{\partial x^n} S_{lm}^n + \\
& + \Gamma_{lm}^n \frac{\partial}{\partial T} \left( \frac{\partial x^1}{\partial q^i} \frac{\partial x^m}{\partial q^j} \frac{\partial q^k}{\partial x^n} \right) + \frac{\partial}{\partial T} \left( \frac{\partial^2 x^1}{\partial q^i \partial q^j} \frac{\partial q^k}{\partial x^1} \right) + \frac{\partial^2 x^m}{\partial q^i \partial q^j} \frac{\partial q^l}{\partial x^m} \cdot \\
& \cdot \frac{\partial x^n}{\partial q^l} \frac{\partial q^k}{\partial x^r} \alpha_n^r - \frac{\partial^2 x^m}{\partial q^l \partial q^j} \frac{\partial x^n}{\partial q^i} \frac{\partial q^l}{\partial x^r} \frac{\partial q^k}{\partial x^m} \alpha_n^r - \alpha_m^l \frac{\partial}{\partial q^j} \left( \frac{\partial x^m}{\partial q^i} \frac{\partial q^k}{\partial x^1} \right)
\end{aligned} \tag{11}$$

Kilka ostatnich członów transformacji nie znika, przez co symbol nie transformuje się w pełni, wykorzystując tensorowe prawo transformacji.

### 3. Podsumowanie

Wyznaczony symbol krzywizny termicznej obrazuje numerycznie potwierdzoną obecność zakrzywienia funkcjonalnie gradowanej powłoki poddanej działaniu pola temperatury. Wspomniana problematyka jest szczególnie widoczna w przypadku konstrukcji warstwowych z interfejsem wykonanym z materiału FGM (por. [2]). Podczas gdy warstwy zewnętrzne różnych materiałów ulegają swobodnej deformacji termicznej, interfejs zaczyna się zakrzywiać, wprowadzając tym samym obecność naprężenia. Widać to wyraźnie na rys. 2., który obrazuje deformacje trójwarstwowej struktury. Pierwsza warstwa stanowi materiał ceramiczny, druga to interfejs wykonany z materiału FGM, trzecia zaś stanowi materiał metaliczny. Z uwagi na strukturę funkcjonalnie gradowaną w obecności pola temperatury zakrzywieniu ulega wyłącznie interfejs. Dalej zestawiono przypadki szczególne opisywanej teorii:

- powłoka izotropowa

$$\alpha_i^j = \alpha \delta_i^j \Rightarrow S_{ij}^k = 0 \text{ dla każdego } i, j, k = 1, 2, 3 \quad (12)$$

z uwagi na brak funkcyjnej gradacji wszystkie składowe symbolu krzywizny termicznej zgodnie z oczekiwaniami wynoszą zero,

- powłoka pierwotnie niezakrzywiona

$$S_{ijk} = \frac{\partial \alpha_{jk}}{\partial x^i} - \frac{\partial \alpha_{ij}}{\partial x^k} \quad (13)$$

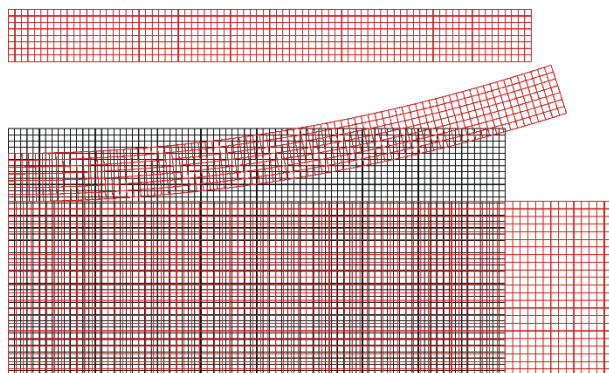
symbol krzywizny termicznej zależy wyłącznie od pochodnych cząstkowych tensora rozszerzalności termicznej,

- powłoka pierwotnie niezakrzywiona, zdefiniowana tensorem rozszerzalności termicznej

$$\begin{bmatrix} \alpha_{11}(x^3) & \alpha_{12}(x^3) & \alpha_{13} \\ \alpha_{21}(x^3) & \alpha_{22} & \alpha_{23} \\ \alpha_{31} & \alpha_{32} & \alpha_{33} \end{bmatrix} \Rightarrow \begin{aligned} S_{113} &= -\frac{\partial \alpha_{11}}{\partial x^3} \\ S_{123} &= -\frac{\partial \alpha_{12}}{\partial x^3} = S_{213} \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{bmatrix} \alpha(x^3) & 0 & 0 \\ 0 & \alpha(x^3) & 0 \\ 0 & 0 & \alpha(x^3) \end{bmatrix} \Rightarrow S_{ij}^k = \delta_j^k \frac{\partial \alpha}{\partial x^i} - \delta_{ij} \delta^{km} \frac{\partial \alpha}{\partial x^m} \Rightarrow \begin{aligned} S_{31}^1 &= \frac{\partial \alpha}{\partial x^3} \\ S_{32}^2 &= \frac{\partial \alpha}{\partial x^3} \\ S_{11}^3 &= -\frac{\partial \alpha}{\partial x^3} \\ S_{22}^3 &= -\frac{\partial \alpha}{\partial x^3} \end{aligned} \quad (15)$$

W tym przypadku z uwagi na brak pierwotnej krzywizny symbol krzywizny termicznej jest związany różniczkowo wyłącznie z tensorem rozszerzalności termicznej. Wcześniej pokazano wyłącznie niezerowe składowe.



Rys. 2. Przykładowa deformacja interfejsu FGM

Fig. 2. Exemplary deformation of FGM interface

## Literatura

- [1] Karaśkiewicz E.: Zarys teorii wektorów i tensorów, PWN, Warszawa 1976.
- [2] Ganczarski A., Szubartowski D.: On the stress free deformation of linear FGM interface under constant temperature, Acta Mech. Automatica, 9(2015) 135-139.

## PROBLEM OF CURVILINEAR ANISOTROPIC AND FUNCTIONALLY GRADATED COATING SUBJECTED TO TEMPERATURE FIELD

### Abstract

This work concerns the problem of a curvilinear shell made of anisotropic material with functional gradation. The calculus is based on the concept of the Riemann-Christoffel curvature tensor enhanced by the influence of temperature field through the presence of a thermal tensor. Calculations

comprise estimation of the difference of a vector subjected to the affine connection along the infinitesimal quadrangle expressed, correspondingly to the shifting path, by a sum of both the geometric effect, represented by the Riemann-Christoffel curvature tensor, as well as certain symbol of the thermal curvature.

**Keywords:** FGM, thermo-elasticity

DOI: 10.7862/rm.2018.20

*Przesłano do redakcji: 24.04.2018*

*Przyjęto do druku: 21.05.2018*

Marta WÓJCIK<sup>1</sup>

## WASTE IN THE GEOPOLYMERIZATION PROCESS. PROPOSAL OF THE USE OF ASBESTOS AND FLY ASHES IN THE PRODUCTION OF GEOPOLYMER CONCRETE

Due to the specific physical, chemical and mechanical properties, the worldwide production of geopolymers is increasing systematically. The high mechanical resistance and the low sensitivity to the high temperature result in the application of geopolymers in many sectors of economy, especially in civil engineering. Additionally, the low emission of carbon dioxide caused that geopolymers are often called „green” material. The wide range of the application of geopolymers requires new substances which could be used in their production. From environmental point of view, the use of waste products in the production of geopolymers is the best solution. Due to the content of silica and aluminum, asbestos dust might be successfully used in the synthesis of geopolymers. This article presents the possibility of recycling of asbestos waste and coal fly ashes in the production of geopolymer concrete. The final product of this method might be used in the construction industry without the risk for the environment. The proposed solution enables to utilize the harmful material, i.e. asbestos dust in accordance with the waste hierarchy and sustainable development.

**Keywords:** asbestos waste, fly ash, geopolymers, recycling, construction industry, civil engineering

### 1. Introduction

Geopolymer is an amorphous, inorganic substance which is synthesized in alkaline conditions in the temperature below 100°C [1]. The first-time definition of the aforementioned material was introduced by Joseph Davidovits in 1970 [2]. Geopolymers are chemically classified as an aluminosilicate in which silica (Si) and aluminium (Al) are lined each other by means of oxygen, for example:  $(-\text{Si}-\text{O}-\text{Al}-\text{O})_n$  or  $(-\text{Si}-\text{O}-\text{Al}-\text{O}-\text{Si}-\text{O})_n$  (Fig. 1) [3, 4]. The simplified chemical formula of geopolymers might be expressed as the following (1) [5]:

---

<sup>1</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Marta Wójcik, Rzeszow University of Technology, 8 Powstańców Warszawy Ave., 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 8651507, e-mail: m.wojcik@prz.edu.pl



where: M – alkaline cation, n – polycondensation degree, q – Si/Al ratio.

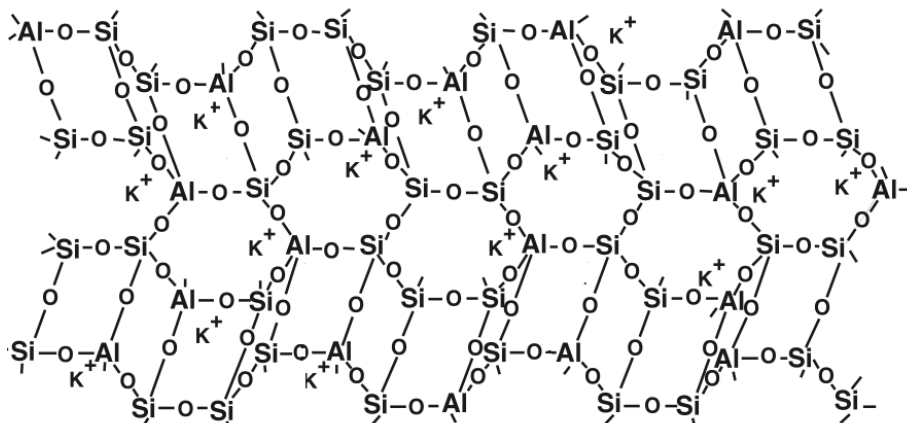


Fig. 1. The structure of aluminosilicate geopolymers [6]

The production of geopolymers works by shredding and drying of a puz-zolanic material. After that, material is mixed with the aqueous solution of silicate and strong alkaline (Fig. 2). The main mechanism of geopolymerization consists of [2, 7]:

- the digestion of aluminosilicate oxides in aqueous solution of strong alkaline, e.g. NaOH or KOH,
- the formation of gel which is a polycondensation product of silicate solution, silica and aluminium,
- the hardening of obtained gel.

Depending on the kind of material and activator used in the production, the properties of geopolymers are different. Another factor influencing the properties of material is the process conditions. Generally, geopolymers are characterized by [8]:

- the high resistance to compressing and bending,
- acid and alkaline resistance,
- the high heat resistance,
- the low porosity,
- the frost resistance,
- the relatively easy processing.

The aforementioned properties enable the application of geopolymers in many sectors of economy, especially in the construction sector. Geopolymers are commonly used in the production of face panels, bricks, tiles and other decoration elements. The unique properties also enable their usage as the protective coatings



of steel, concrete and ceramics [9]. The usefulness of geopolymers in the construction sector is also caused by the lack of corrosion of steel reinforcement in this material and the high adhesion to steel. Additionally, geopolymers are characterized by the relatively low shrinkage during the curing which ensures the dimensional stability [10, 11]. For this reason, geopolymers might be treated as an alternative solution to Portland cement.

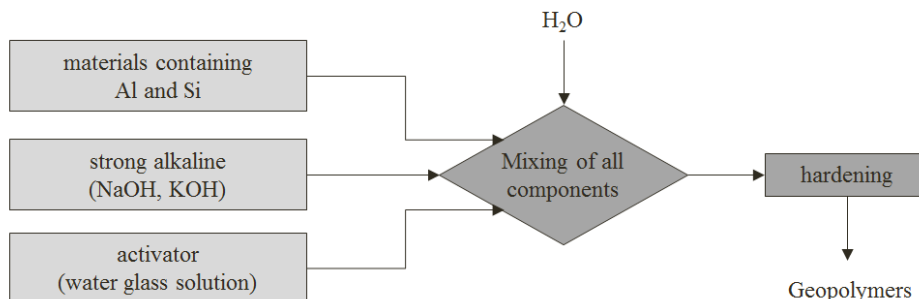


Fig. 2. The simplified diagram of the production of geopolymers

Recently, there has been increased interest in using of geopolymers in the environmental engineering. The aforementioned material is used in waste management more and more often in the production of tanks dedicated storage radioactive waste. Geopolymers are also applied as a coverage of the surface of landfill wastes [12].

The increasing application of geopolymers requires new materials which could be useful in their production. This paper presents the alternative materials used in the synthesis of geopolymers. In this article, the proposition of the application of asbestos waste and coal fly ashes in the production of geopolymers is also shown.

## 2. Waste materials used in the production of geopolymers

The wide range of the application of geopolymers requires searching for new materials which might be used in their synthesis. In literature, there are some works concerning the use of different substances in the production of geopolymers. Pacheco-Torgal et al. [13] used waste from the tungsten mine in the synthesis of geopolymers. Other studies indicated the usefulness of volcanic tuff, rice husk ash, cinder, sludge from water treatment, soft clay and marginal lateritic soil in the geopolymerization process [2, 5, 14-18]. Such obtained geopolymers are characterized by the high resistance to compression. The production of geopolymers with the use of fly ashes and shredded car tyres or coffee grounds was also tested [19, 20].

But the most of papers are related with the application of fly ashes. The usefulness of ashes in geopolymerization is associated with the content of reactive aluminosilicate. Research carried out by Mikula and Łach [2] showed that geopolymers containing fly ashes are characterized by the high resistance to heat.

Due to the content of reactive silica and aluminium and the small amount of calcium, asbestos might be used in the production of geopolymers. Asbestos is a fiber material classified to hydrated aluminosilicate. Depending on the chemical formula, asbestos minerals are divided into two classes: serpentine and amphiboles (Tab. 1) [21].

Table 1. Kinds of asbestos

Kind of asbestos	Name of mineral	Chemical formula
serpentine	chrysotile	$(\text{Mg, Fe})_3\text{Si}_2\text{O}_5(\text{OH})_4$
amphiboles	tremolite	$\text{Ca}_2(\text{Mg, Fe})_5\text{Si}_8\text{O}_{22}(\text{OH})_2$
	actinolite	$\text{Ca}_2(\text{Mg, Fe})_5\text{Si}_8\text{O}_{22}(\text{OH})_2$
	cummingtonite	$(\text{Mg, Fe}^{2+})_7\text{Si}_8\text{O}_{22}(\text{OH})_2$
	grunerite	$(\text{Mg, Fe}^{2+})_7\text{Si}_8\text{O}_{22}(\text{OH})_2$
	riebeckite	$\text{Na}_2(\text{Mg, Fe}^{2+})_3\text{Fe}^{3+}_2\text{Si}_8\text{O}_{22}(\text{OH})_2$
	anthophyllite	$(\text{Mg, Fe}^{2+})_7\text{Si}_8\text{O}_{22}(\text{OH})_2$

The specific physical and chemical properties have enabled the application of asbestos in many sectors of economy. The culmination of its worldwide production is dated 70' and 80's [22]. Although, the production of asbestos in Europe is forbidden, a lot of waste containing this mineral could be in the environment. The resistance to different conditions caused that asbestos is non-degradable and might remain in the environment for a long time.

In order to reduce the harmful impact of asbestos waste on the environment and the human health, new recycling methods are required. The promising solution might be the application of properly prepared asbestos dust in the production of geopolymers.

### 3. Utilization of asbestos waste in the production of geopolymers

The proper utilization of asbestos waste is necessary from the economic and environmental point of view. Although there is a ban of the usage of asbestos in many countries, the worldwide production is estimated on 2 thousand tons [23]. Even though there are developed new recycling methods, the utilization of asbestos is still insufficient.

Asbestos waste might be used in the production of geopolymer concrete which could be applied in the construction sector. But before the application of asbestos in the geopolymerization, waste has to be properly prepared (Fig. 3). Firstly, asbestos should be shredded and grounded by means, for example ball

mills. Due to the harmful influence of asbestos dust on the human health, the whole process should be undergone in sealed conditions. Afterwards, such obtained material should be thermally converted and grounded again. After preparation, obtained asbestos ash is stored in a silo.

The application of coal combustion by-products also demands previous preparation consisting of shredding and grinding (Fig. 4). The aforementioned processes might increase the whole efficiency of the production of geopolymers. Afterwards, the grounded ash is also stored in a container.

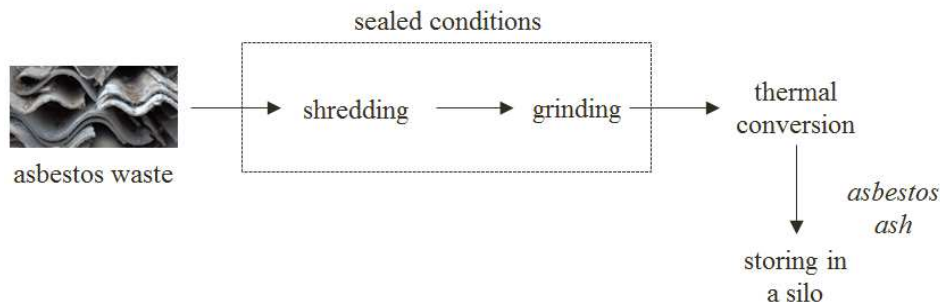


Fig. 3. Initial preparation of asbestos waste

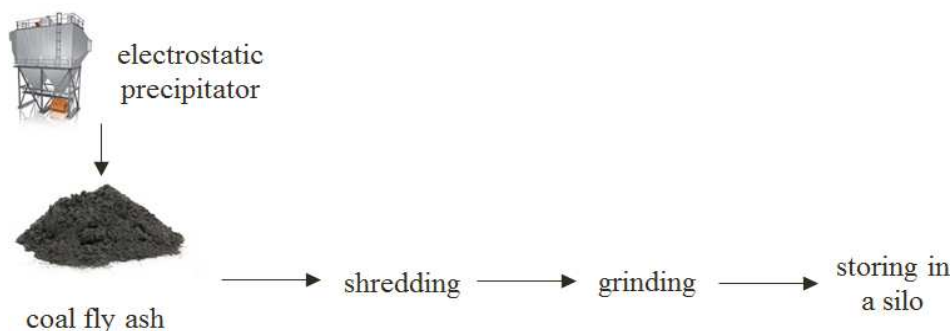


Fig. 4. Initial preparation of coal fly ashes

The proposition of asbestos recycling in the production of geopolymers is shown in Fig. 5. Firstly, properly prepared asbestos and fly ashes are transported to the mixing chamber with the use of screw feeder. The aforementioned ingredients are mixed together in order to obtain the mixture of loose materials. The mixing process is conducted in the dry conditions.

In the production of geopolymers, the alkaline solution of sodium hydroxide (NaOH) might be applied. The NaOH in the form of flakes is transported to the mixing chamber by means of a screw feeder. Afterwards, sodium hydroxide is

mixed with the aqueous solution of sodium silicate and tap water. The mass ratio of sodium silicate to sodium hydroxide should be in the range of 2.0:1.0-2.5:1.0. Such obtained solution is mixed with the previous prepared mixture of asbestos dust and coal fly ashes. The required mixing time of both ingredients should be approximately 20 minutes. At this stage, the homogenous and density plastic mass might be obtained. Depending on the application, the obtained product is properly formed and fired.

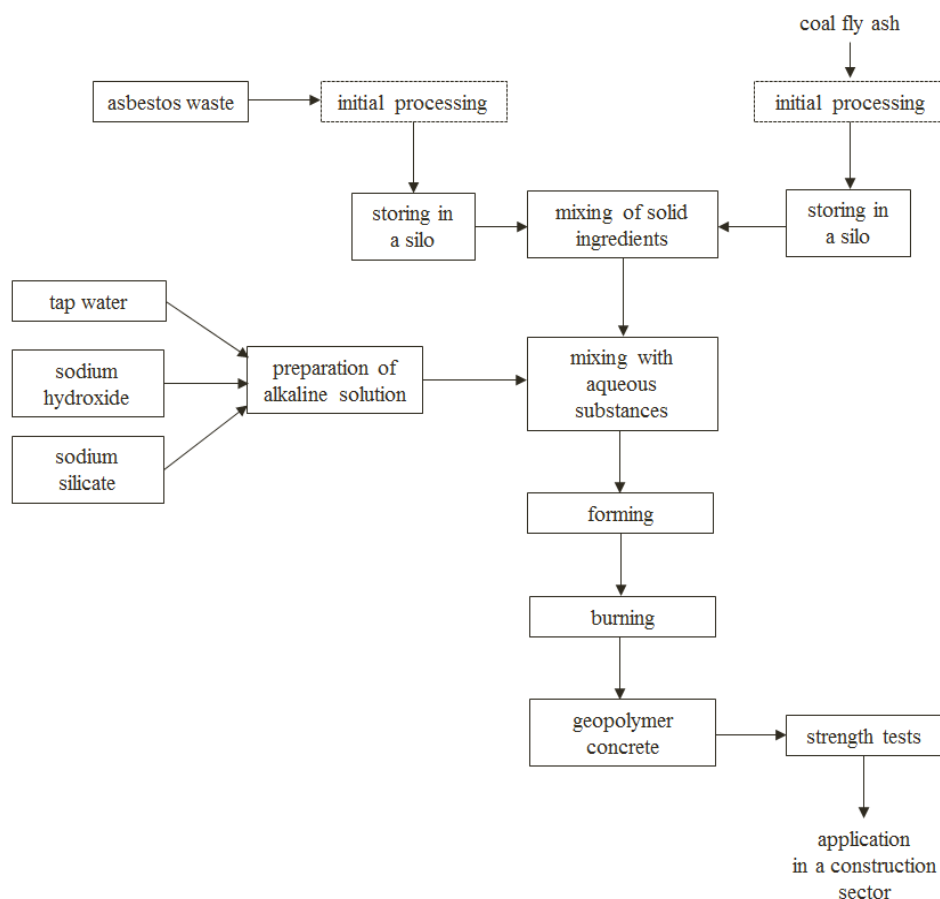


Fig. 5. Scheme of the use of asbestos and coal fly ashes in the production of geopolymers

#### 4. Summary

The alternative solution for the utilization of asbestos could be its application in different sectors of economy. Due to the specific physical properties and chemical composition, asbestos waste might be applied in the production of geopolymer concrete. Geopolymers used in the construction industry are characterized by

the lack of the corrosion of reinforcement and the high adhesion degree to steel. Additionally, the geopolymer concrete has much better strength characteristics than portland concrete.

Recently, there has been increased interest in the application of different fraction of waste in the production of geopolymers. Fly and bottom ashes, volcanic tuff or tungsten mine might be successfully used in the geopolymerization process. Referring to research carried out by different authors, the application of asbestos waste and coal fly ashes in the production of geopolymers was proposed. The aforementioned solution enables to utilize two problematic waste in line with legal requirements. The previous processing of asbestos waste reduced its harmful impact on the human health and on the environment. Additionally, the synthesis of geopolymers with the use of waste demands twice less of energy and emits eight two times less carbon dioxide in comparison to traditional ingredients [2]. By means of the advantageous environmental characteristic, geopolymer concrete is often called as „green concrete”.

The proposition is a new solution in both waste management and materials science. This method is innovative and has never been applied before. However, the further detailed research is necessary in order to examine the mechanism of process and the influence of asbestos on the characteristics of geopolymers.

## References

- [1] Fan F., Liu Z., Guoji X., Xu G., Peng H., Cai C.S.: Mechanical and thermal properties of fly ash based geopolymers, *Constr. Building Mater.*, 160 (2018) 66-81.
- [2] Mikuła J., Łach M.: Wytwarzanie i właściwości geopolimerów na bazie tufu wulkanicznego, *Inżynieria Materiałowa*, 3 (2014) 270-276.
- [3] Khale D., Chaudhary R.: Mechanism of geopolymerization and factors influencing its development: a review, *J. Mater. Sci.*, 42 (2007) 729-746.
- [4] Liu Z., Cai C.S., Liu F., Fan F.: Feasibility study of loess stabilization with fly ash-based geopolymer, *J. Mater. Civil Eng.*, 28 (2016) 35-41.
- [5] Ryu G.S., Lee Y.B., Koh K.T., Chung Y.S.: The mechanical properties of fly ash-based geopolymer concrete with alkaline activators, *Constr. Building Mater.*, 47 (2013) 409-418.
- [6] Damilola O.M.: Syntheses, characterization and binding strength of geopolymers: A review, *Int. J. Mat. Sci. Applications*, 2 (2013) 185-193.
- [7] Xu H., Van Demeter J.: The geopolymerization of aluminosilicate materials, *J. Mineral Processing*, 59 (2000) 247-266.
- [8] Brinson H.F., Brinson C.: *Polymer Engineering Science and Viscoelasticity*, Springer 2008.
- [9] Yong S.L., Feng D.W., Lukey G.C., Van Demeter J.: Chemical characterisation of the steel-geopolymeric gel interface, *Colloids and Surfaces A: Physicochemical Eng. Aspects*, 302 (2007) 411-423.
- [10] Król M., Błaszczczyński T.Z.: Ekobetonu geopolimerowe, *Materiały Budowlane*, 11 (2013) 23-26.

- [11] Mikuła J.: Nieorganiczne polimery glinokrzemianowe (geopolimery) – otrzymanie, właściwości, przykłady zastosowania, <http://docplayer.pl /31939858-Nieorganiczne-polimery-glinokrzemianowe-geopolimery-otrzymywana-nie-wlasciwosci-przyklady-zastosowania.html> (access: 26.01.2018).
- [12] Nikolić I., Tadić M., Durović D., Zejak R., Mugoša B.: Stabilization/solidification of spent grint in fly ash based geopolymers, *Environ. Protection Eng.*, 41 (2015) 5-14.
- [13] Pacheco-Torgal F., Castro-Gomez J.P., Jalali S.: Investigations of tungsten mine waste geopolymeric binder: Strength and microstructure, *Constr. Building Mater.*, 22 (2008) 2212-2219.
- [14] Phetchuay C., Horpibulsuk S., Arulrajah A., Suksiripattanapong C., Udomchai A.: Strength development in soft marine clay stabilized by fly ash and calcium carbide residue based geopolymer, *Applied Clay Sci.*, 127-128 (2016) 134-142.
- [15] Phummiphan I., Horpibulsuk S., Sukmak P., Chinkulkijniwat A., Arulrajah A., Shen S.L.: Stabilisation of marginal lateritic soil using high calcium fly ash-based geopolymer, *Road Mater. Pavement Design*, 17 (2016) 877-891.
- [16] Sturm P., Gluth G.J.G., Brouwers H.J.H., Kühne H.C.: Synthesizing one-part geopolymers from rice husk ash, *Constr. Building Mater.*, 124 (2016) 961-966.
- [17] Suksiripattanapong C., Horpibulsuk S., Chanprasert P., Sukmak P., Arulrajah A.: Compressive strength development in geopolymer masonry units manufactured from water treatment sludge, *Constr. Building Mater.*, 82 (2015) 20-30.
- [18] Ul Haq E., Padmanabhan S.K., Licculli A.: Synthesis and characteristics of fly ash and bottom ash based geopolymers – A comparative study, *Ceramics Int.*, 40 (2014) 2965-2971.
- [19] Kua T-A., Arulrajah A., Mohammadinia A., Horpibulsuk S., Mirzababaei M.: Stiffness and deformation properties of spent coffee grounds based geopolymers, *Constr. Building Mater.*, 138 (2017) 79-87.
- [20] Mucsi G., Szenczi Ā., Nagy S.: Fiber reinforced geopolymer from synergic utilization of fly ash and waste tire, *J. Cleaner Production*, <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0959652618300246> (access: 26.01.2018).
- [21] Abú-Shams K., Pascal I.: Asbestos: characteristics, properties, pathogenesis and sources of exposure, *Anales Del Sistema Sanitario De Navarra*, 28 (2005) 7-11.
- [22] Bajorek R., Parosa R.: *Technologia mikrofalowa – nowatorski sposób utylizacji azbestu*, Dom Wydawniczy Medium, Warszawa 2009.
- [23] Wójcik M.: Azbest w odpadach motoryzacyjnych. Współczesne metody recyklingu odpadów azbestowych z sektora motoryzacyjnego, *Autobusy* (2018) (to be published).

## **ODPADY W PROCESIE GEOPOLIMERYZACJI. PROPOZYCJA ZASTOSOWANIA PYŁU AZBESTOWEGO I POPIOŁU LOTNEGO W PRODUKCJI BETONU GEOPOLIMEROWEGO**

### **Streszczenie**

Specyficzne właściwości fizykochemiczne oraz mechaniczne skutkują systematycznym wzrostem światowej produkcji geopolimerów. Wytrzymałość mechaniczna oraz niska podatność na działanie wysokiej temperatury determinują możliwość zastosowania geopolimerów w wielu dziedzinach gospodarki, w szczególności w sektorze budowlanym. Dodatkowo, niska emisja dwutlenku węgla na etapie produkcji powoduje, że geopolimery są traktowane jako materiał ekologiczny. Szerokie spektrum zastosowania geopolimerów wymaga poszukiwania nowych materiałów przydatnych do ich produkcji. Z ekologicznego punktu widzenia najkorzystniejszym rozwiązaniem jest zastosowanie w procesie syntezy geopolimerów produktów odpadowych. Ze względu na obecność w swoim składzie krzemu i glinu, pył azbestowy może wykazywać przydatność do wytwarzania geopolimerów. Artykuł przedstawia propozycję recyklingu odpadów azbestowych i popiołu lotnego ze spalania węgla w produkcji betonu geopolimerowego. Końcowy produkt zaproponowanej metody może być zastosowany w budownictwie, bez negatywnego wpływu na środowisko. Przedstawiona propozycja umożliwi utylizację szkodliwego materiału, jakim jest pył azbestowy, zgodnie z hierarchią postępowania z odpadami oraz zasadą zrównoważonego rozwoju.

**Słowa kluczowe:** odpady azbestowe, popiół lotny, geopolimery, recykling, budownictwo, inżynieria lądowa

DOI: 10.7862/rm.2018.21

*Przesłano do redakcji: 23.04.2018*

*Przyjęto do druku: 20.05.2018*





## Informacje dodatkowe

1. Lista recenzentów współpracujących będzie opublikowana w czwartym numerze *Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, z. 4/2018 oraz zamieszczona na stronie internetowej:  
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
2. Zasady recenzowania są udostępnione na stronie internetowej:  
<http://oficyna.prz.edu.pl/zasady-recenzowania/>
3. Informacje dla autorów artykułów są udostępnione na stronie internetowej:  
<http://oficyna.prz.edu.pl/informacje-dla-autorow/>
4. Formularz recenzji jest udostępniony na stronie internetowej:  
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
5. Instrukcja dla autorów omawiająca szczegółowo strukturę artykułu, jego układ, sposób przygotowywania materiału ilustracyjnego i piśmiennictwa jest zamieszczona na stronach internetowych:  
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/instrukcja-dla-autorow/>  
oraz  
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>  
w zakładce „Instrukcja dla autorów”.
6. Dane kontaktowe do redakcji czasopisma, adresy pocztowe i e-mail do przesłania artykułów oraz dane kontaktowe do wydawcy są podane na stronie internetowej (Komitet Redakcyjny):  
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>

Zasady recenzowania, informacje dla autorów, formularz recenzji, instrukcja dla autorów i dane kontaktowe do redakcji czasopisma i wydawcy będą opublikowane w czwartym numerze *Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, z. 4/2018.