

ZESZYTY NAUKOWE
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

SCIENTIFIC LETTERS
OF RZESZOW UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

NR 291

(e-ISSN 2300-5211)

MECHANIKA

Kwartalnik

tom XXXII

zeszyt 87 (nr 4/2015)

październik-grudzień



WYDZIAŁ
BUDOWY MASZYN
I LOTNICTWA
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

Wydano za zgodą Rektora

Redaktor naczelny
Wydawnictw Politechniki Rzeszowskiej
prof. dr hab. inż. Leonard ZIEMIAŃSKI

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), Thomas G. MATHIA (Francja),
Tadeusz MARKOWSKI (Polska), Pavlo MARUSCHAK (Ukraina), Paweł PAWLUS (Polska),
Andrea PICCOLROAZ (Włochy), Marderos Ara SAYEGH (Syria), 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
(afiliacja: Polska)

redaktor naczelny
prof. dr hab. inż. Feliks STACHOWICZ
redaktorzy tematyczni (naukowi)
dr hab. inż. Krzysztof KUBIAK, prof. PRz
prof. dr hab. inż. Jarosław SĘP
prof. dr hab. inż. Andrzej TOMCZYK
redaktor statystyczny
prof. dr hab. inż. Paweł PAWLUS
sekretarz redakcji
dr hab. inż. Tomasz TRZEPIECIŃSKI, prof. PRz
członkowie
prof. dr hab. inż. Grzegorz BUDZIK
dr hab. inż. Tadeusz BALAWENDER, prof. PRz

Redaktor językowy
Natalia TRZEPIECIŃSKA

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

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.portal.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika>

Wydawca: Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej
al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów (e-mail: oficyna1@prz.edu.pl)
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl>

Informacje dodatkowe i stopka – str. 387

SPIS TREŚCI

Mojtaba BIGLAR, Feliks STACHOWICZ, Tomasz TRZEPIECIŃSKI, Magdalena GROMADA: Aktywne tłumienie drgań płyty prostokątnej za pomocą piezoelektrycznych elementów pomiarowych oraz wykonawczych	293
Wiesław FRĄCZ, Grzegorz JANOWSKI: Wykorzystanie programu Autodesk Moldflow® MPI w opracowaniu technologii RTM wytwarzania elementów kompozytowych	307
Magda JOACHIMIAK, Michał CIAŁKOWSKI: Rozwiązanie zagadnienia odwrotnego z numerycznym całkowaniem splotu	317
Stanisław KUT, Grażyna RYZIŃSKA, Bernadetta NIEDZIAŁEK: Upsetting of elastomeric material. The results of numerical and experimental investigations	331
Witold NIEMIEC, Marta WÓJCIK: Możliwości wykorzystania komunalnych osadów ściekowych w wybranych oczyszczalniach	339
Grażyna RYZIŃSKA, Andrzej SKRZAT: Designing an impact energy-absorbing device: numerical simulations	349
Marcin SZUSTER: Planowanie ruchu mobilnego robota kołowego z zastosowaniem algorytmów z logiką rozmytą	359
Tomasz TRZEPIECIŃSKI, Irena NOWOTYŃSKA, Feliks STACHOWICZ, Tomasz MALINOWSKI, Tomasz PIEJA: Thermovisual analysis of stainless steel sheet heating	377
Recenzenci współpracujący – 2015	385
Informacje dla autorów	399

Mojtaba BIGLAR¹
Feliks STACHOWICZ²
Tomasz TRZEPIECIŃSKI³
Magdalena GROMADA⁴

AKTYWNE TŁUMIENIE DRGAŃ PŁYTY PROSTOKĄTNEJ ZA POMOCĄ PIEZOELEKTRYCZNYCH ELEMENTÓW POMIAROWYCH ORAZ WYKONAWCZYCH

W artykule analizowano proces aktywnego tłumienia drgań płyty prostokątnej wykorzystując piezoelektryczne elementy pomiarowe i wykonawcze. Do ustalenia optymalnej pozycji i orientacji piezoelektrycznych elementów pomiarowych oraz wykonawczych wykorzystano algorytm genetyczny. Do aktywnego tłumienia drgań płyty opracowano algorytm sterowania ujemnego prędkościowego sprzężenia zwrotnego. Przeprowadzono wiele symulacji aby wykazać przydatność algorytmu genetycznego wykorzystanego do optymalizacji lokalizacji oraz orientacji elementów piezoelektrycznych zamocowanych do cienkiej płyty. Założono, że piezoelektryczne elementy pomiarowe oraz wykonawcze są idealnie połączone z powierzchnią płyty. Podczas analiz obciążeniowych zastosowano funkcję krokową koncentrując obciążenie w miejscu leżącym poza środkiem płyty. Po umieszczeniu elementów piezoelektrycznych w optymalnej lokalizacji, amplitudy drgań płyty ulegały zmniejszeniu. Analizowano również wpływ liczby urządzeń piezoelektrycznych na właściwości aktywnego tłumienia systemu. Podsumowując, wykorzystanie kilku elementów pomiarowych oraz wykonawczych pozwala uzyskać wzrost efektu tłumienia i bardziej efektywne zmniejszenie amplitudy drgań płyty.

Słowa kluczowe: struga syntetyczna, struga swobodna, wymiana ciepła, wir pierścieniowy, generator strugi syntetycznej

1. Wstęp

System aktywnego sterowania drganiami odgrywa istotną rolę w kontroli odkształceń konstrukcji lotniczych. System ten, w odniesieniu do drgań ogona samolotu wojskowego, po raz pierwszy został opracowany przez firmę Active

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Mojtaba Biglar, Politechnika Rzeszowska, Al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 743 24 58, e-mail: m_biglar@prz.edu.pl

² Feliks Stachowicz, Politechnika Rzeszowska, e-mail: stafel@prz.edu.pl

³ Tomasz Trzepieciński, Politechnika Rzeszowska, e-mail: tomtrz@prz.edu.pl

⁴ Magdalena Gromada, IE-IB, Oddział Ceramiki CEREL Boguchwała, e-mail: gromada@cerel.pl

Controls eXpert na zamówienie US Air Force. W skład systemu wchodzi piezoelektryczny odkształcalny element wykonawczy, który stanowi główną część układu oraz czujniki przyspieszeń i odkształceń dostarczające informacje do kontrolera opartego na DSP (ang. Digital Signal Processing). Obecnie układy piezoelektryczne w zastosowaniach do sterowania drganiami są stosowane, m.in. w medycynie (czujniki do pomiaru ciśnienia krwi), sporcie (aktywny tłumik drgań zastosowany w rowerze górskim, tłumik drgań w desce snowboardowej, nartach wodnych lub kiju baseballowym), technice (sterowanie klapami skrzydeł, aktywatory, piezo-zawory, silniki ultradźwiękowe, termoregulatory), budownictwie (aktywne tłumienie drgań i hałasu, maty detekcyjne) oraz robotyce (sztuczne mięśnie robota). Dwie najważniejsze cechy decydują o zastosowaniu elementów piezoelektrycznych jako tłumików drgań, tj.:

- piezoelektryki posiadają dużą sztywność mechaniczną, warunkując bardzo dobre przenoszenie energii mechanicznej do piezo-amortyzatora,
- materiały piezoelektryczne przekształcają drgania w energię elektryczną konieczną do wytworzenia częstotliwości drgań aktywującej tłumik elektroniczny.

Integralną częścią aktywnego układu do aktywnego tłumienia drgań płyt jest aktywator (element wykonawczy). Aktywatory mogą występować w kilku postaciach. Aktywator odkształceń jest cienką, płaską płytką, umieszczaną na powierzchni badanej struktury za pomocą spoiwa. Aktywator odkształceń, poprzez wzbudzenie sygnałem oscylacyjnym może wywoływać drgania. Bimorf jest elementem wielowarstwowym, w skład którego wchodzi dwa niezależne elementy piezoceramiczne, które odkształcają się niezależnie w dwóch przeciwnych kierunkach. Jedna z warstw rozciąga się, a druga kurczy, wywołując odchylenie części giętkiej elementu wykonawczego.

Konieczność stosowania aktywnego tłumienia drgań występuje w szczególności w dużych elastycznych strukturach lotniczych [9, 11]. Ustalenie lokalizacji elementów pomiarowych oraz wykonawczych jest kluczowym zadaniem, zwiększającym sprawność systemu. Kumar i Naryanan [5], wykorzystując liniowy regulator kwadratowy (ang. Linear Quadratic Regulator) do aktywnego tłumienia drgań, określili optymalną lokalizację elementów pomiarowych oraz wykonawczych w belce odkształcanej. Sadri i in. [8] zaproponowali dwa kryteria do określenia lokalizacji elementów wykonawczych piezoelektrycznych wykorzystując gramiany sterowalności oraz obserwowalności. Halim i Moheimani [3] opracowali kryterium do znalezienia optymalnego położenia połączonych ze sobą par element *pomiarowy/wykonawczy* na cienkiej płycie odkształcalnej. Jednakże w pracy tej nie zostały określone analitycznie równania ruchu oraz nie wykorzystywano algorytmu sterowania do tłumienia drgań płyty. Brunet i in. [1] wykorzystali algorytm genetyczny do wyznaczenia optymalnych lokalizacji elementów pomiarowych oraz wykonawczych na płycie prostokątnej. He i in. [4] zaproponowali zastosowanie metody elementów skończonych do sterowania drganiami płyt o właściwościach gradientowych FGP (ang. Functionally Graded

Plate) na podstawie klasycznej teorii płyt warstwowych CLPT (ang. Classical Lamination Plate Theory).

W artykule zaproponowano nowe podejście do aktywnego tłumienia drgań płyty prostokątnej oraz określenie optymalnych lokalizacji i orientacji piezoelektrycznych elementów pomiarowych oraz wykonawczych. Na podstawie klasycznej teorii płyt CPT (ang. Classical Plate Theory) i równań teorii liniowych elementów piezoelektrycznych wyprowadzono równania ruchu oraz równania sygnałów wyjściowych czujników wykorzystując prawo Hamiltona i procedurę aproksymacji Rayleigh-Ritza. Celem zwiększenia sprawności systemu ustalono optymalne lokalizacje elementów pomiarowych oraz wykonawczych na podstawie gramianów sterowalności i obserwowalności oraz wykorzystując algorytm genetyczny (AG). Do aktywnego tłumienia drgań płyty opracowano algorytm sterowania ujemnego prędkościowego sprzężenia zwrotnego.

2. Lokalizacja elementów piezoelektrycznych

Rozważmy odkształcalną płytę (rys. 1) z N_a piezoelektrycznymi elementami wykonawczymi i N_{se} piezoelektrycznymi elementami pomiarowymi. Całkowita energia potencjalna płyty i elementu piezoelektrycznego jest równa [6]:

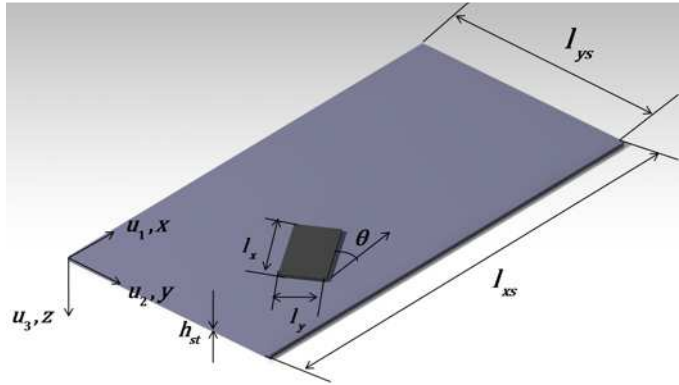
$$PE = \int_{V^{st}} \frac{1}{2} \tilde{S}^T c_{st} S dV^{st} + \sum_{j=1}^{N_a} \int_{V_j^a} \left(\frac{1}{2} \tilde{S}^T c^D \tilde{S} - \tilde{S}^T h \tilde{D}^j + \frac{1}{2} \tilde{D}^{jT} \beta_s \tilde{D}^j \right) dV_j^a + \sum_{j=1}^{N_{se}} \int_{V_j^{se}} \left(\frac{1}{2} \tilde{S}^T c^D \tilde{S} - \tilde{S}^T h \tilde{D}^j + \frac{1}{2} \tilde{D}^{jT} \beta_s \tilde{D}^j \right) dV_j^{se} \quad (1)$$

gdzie: \tilde{S} oraz \tilde{D}^j - to: wektory odkształceń oraz gęstość ładunku elektrycznego,
 c_{st} , C^D , h - to macierze: stałych sprężystych struktury, stałych sprężystych elementów piezoelektrycznych, stałych piezoelektrycznych przy stałej gęstości ładunku elektrycznego,
 β_s - odwrotność stałej dielektrycznej przy stałym odkształceniu,
 \tilde{S}^T , \tilde{D}^{jT} - macierze transponowane macierzy \tilde{S} oraz \tilde{D}^j ,
 V^{st} , V^a , V^{se} - to objętości struktury, piezoelektrycznego elementu wykonawczego oraz piezoelektrycznego elementu pomiarowego,
 N_a , N_{se} - oznaczają odpowiednio liczbę elementów wykonawczych oraz pomiarowych.

Lokalny układ współrzędnych dla każdego elementu piezoelektrycznego można transponować do globalnego układu współrzędnych, za pomocą zależności:

$$\tilde{\mathbf{S}} = \mathbf{R}_S^j \mathbf{S}, \tilde{\mathbf{D}}^j = \mathbf{R}_D^j \mathbf{D}^j \quad (2)$$

gdzie: $\mathbf{R}_S^j, \mathbf{R}_D^j$ - to macierze transformacyjne odkształcenia oraz gęstości ładunku elektrycznego.



Rys. 1. Orientacja elementów piezoelektrycznych

Fig. 1. Orientation of piezoelectric patches

Do określenia optymalnych lokalizacji piezoelektrycznych elementów pomiarowych oraz wykonawczych umieszczonych na powierzchni swobodnie podpartej płyty, wykorzystano zmodyfikowane kryterium optymalizacji oparte na koncepcji przestrzennej normy H_2 [7]. W tej metodzie, proponowane są dwa kryteria określania optymalnego rozmieszczenia piezoelektrycznych elementów pomiarowych oraz wykonawczych, używając przestrzennej sterowności/obserwowalności. W pracy rozważano stan, w którym płyta nie podlega rozszerzaniu w swojej płaszczyźnie i założono, że płyta jest obciążona w warunkach czystego zginania. Uwzględniając to założenie, przestrzennie zdyskredytowane pole przemieszczeń w płaszczyźnie środkowej płyty jest równe:

$$u_1=0, u_2 = 0, u_3 = \mathbf{N}_{U_3} \cdot \mathbf{U}_3 \quad (3)$$

Napięcie przyłożone do elementu wykonawczego wynosi:

$$\mathbf{v}(\hat{t})^a = [\mathbf{v}(\hat{t})_1^a \mathbf{v}(\hat{t})_2^a \dots \mathbf{v}(\hat{t})_{N_a}^a] \quad (4)$$

Zakładając zerowe warunki początkowe oraz zerową wartość zewnętrznych sił mechanicznych (obciążeń), funkcja odwzorowująca płytę przyjmuje postać:

$$G(x,y,s) = \sum_{i=1}^n G_i(x,y,s) = \sum_{i=1}^n \frac{N_{U_3}^i \gamma_a^i}{s^2 + 2\zeta_i \omega_i s + \omega_i^2} \quad (5)$$

gdzie: $N_{U_3}^i$ jest i -tą składową wektora \mathbf{N}_{U_3} ,
 s_i - współczynniki tłumienia.

Parametr γ_a^i jest definiowany następująco:

$$\gamma_a^i = \left[\left(K_{Uq}^{a(1)} \right)_i \left(K_{qq}^{a(1)} \right)^{-1} \left(K_{Uq}^{a(2)} \right)_i \left(K_{qq}^{a(2)} \right)^{-1} \dots \left(K_{Uq}^{a(N_a)} \right)_i \left(K_{qq}^{a(N_a)} \right)^{-1} \right] \quad (6)$$

Norma przestrzenna H_2 funkcji odwzorowującej (5) [7] jest równa:

$$\|G\|_2^2 = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_0^{l_{xs}} \int_0^{l_{ys}} \text{trace}\{G(j\omega, x, y) \cdot G(j\omega, x, y)\} dx dy d\omega = \sum_{i=1}^n \|\tilde{G}_i\|_2^2 \quad (7)$$

gdzie $\text{trace}\{\cdot\}$ jest sumą elementów na przekątnej głównej macierzy:

$$\tilde{G}_i = \frac{N_{U_3}^i \gamma_a^i}{s^2 + 2\zeta_i \omega_i s + \omega_i^2}, i = 1, 2, \dots, n \quad (8)$$

Optymalną lokalizację j -tego piezoelektrycznego elementu wykonawczego określa funkcja Ψ_{ij} :

$$\begin{aligned} \psi_{ij}(x^{a(j)}, y^{a(j)}, \theta^{a(j)}) &= \|\tilde{G}_i^j\|_2 \\ &= \left\| \left(K_{Uq}^{a(j)} \right)_i \left(K_{qq}^{a(j)} \right)^{-1} \left\| \frac{\gamma_a^i}{s^2 + 2\zeta_i \omega_i s + \omega_i^2} \right\| \right\| \end{aligned} \quad (9)$$

gdzie: $i = 1, 2, \dots, n$,

$x^{a(j)}, y^{a(j)}$ – to współrzędne j -tego elementu wykonawczego,

$\theta^{a(j)}$ – to orientacja kątowa elementu wykonawczego.

Kątowa orientacja elementu wykonawczego może zmieniać się w zakresie $0 \leq \Theta < \pi$. Optymalizacji poddano następujące zmienne lokalizacyjne piezoelektrycznych elementów:

$$\{(x^{a(j)}, y^{a(j)}, \theta^{a(j)})\}, j = 1, 2, \dots, N_a \quad (10)$$

Optymalną lokalizację elementów wykonawczych można określić poprzez maksymalizację następującego kryterium:

$$\begin{aligned} & \sum_{j=1}^{N_a} \sqrt{\sum_{i=1}^{N_C} \psi_{ij}(x^{a(j)}, y^{a(j)}, \theta^{a(j)})^2} \\ & - \lambda \sum_{j=1}^{N_a} \sqrt{\sum_{i=N_C}^{N_C+N_R} \psi_{ij}(x^{a(j)}, y^{a(j)}, \theta^{a(j)})^2} \end{aligned} \quad (11)$$

gdzie: λ - to stała korekcyjna,

N_C, N_R - liczby sterowanych i szcztkowych postaci drgań.

Funkcje $\sum_{i=1}^{N_C} \psi_{ij}(x^{a(j)}, y^{a(j)}, \theta^{a(j)})^2$ oraz $\sum_{i=N_C}^{N_C+N_R} \psi_{ij}(x^{a(j)}, y^{a(j)}, \theta^{a(j)})^2$ oznaczają: przestrzenną sterowalność pierwszej postaci drgań N_C oraz szcztkowej postaci drgań. Uwzględniając, że sterowalność przestrzenna jest taka sama, jak norma przestrzenna H_2 , to w celu jej wyznaczenia, konieczna jest analiza ograniczonej liczby postaci drgań. Kryterium optymalizacji lokalizacji elementów wykonawczych może być znormalizowane jako:

$$\begin{aligned} J_a = & \frac{\sum_{j=1}^{N_a} \sqrt{\sum_{i=1}^{N_C} \psi_{ij}(x^{a(j)}, y^{a(j)}, \theta^{a(j)})^2}}{\max \sum_{j=1}^{N_a} \sqrt{\sum_{i=1}^{N_C} \psi_{ij}(x^{a(j)}, y^{a(j)}, \theta^{a(j)})^2}} \\ & - \lambda \frac{\sum_{j=1}^{N_a} \sqrt{\sum_{i=N_C}^{N_C+N_R} \psi_{ij}(x^{a(j)}, y^{a(j)}, \theta^{a(j)})^2}}{\max \sum_{j=1}^{N_a} \sqrt{\sum_{i=N_C}^{N_C+N_R} \psi_{ij}(x^{a(j)}, y^{a(j)}, \theta^{a(j)})^2}} \end{aligned} \quad (12)$$

3. Optymalizacja lokalizacji i orientacji elementów

Idea obliczeń za pomocą algorytmów genetycznych opiera się na prawach rządzących ewolucją naturalną, według której największe szanse na przeżycie mają osobniki najlepiej przystosowane do panujących warunków zewnętrznych. Podstawową jednostką zawierającą informacje o danym osobniku są geny zawierające łańcuchy zwane chromosomami. Podstawowymi operacjami genetycznymi są selekcja, krzyżowanie i mutacja. W wyniku procesów ewolucyjnych zaczynają przeważać osobniki lepiej przystosowane do populacji. Jednocześnie zachodzi degradacja osobników najmniej dostosowanych do panującego środowiska. Obok mechanizmu dziedziczenia cech i umierania słabszych osobników istnieje mechanizm mutacji. Algorytmy genetyczne to jedna z popularniejszych

obecnie metod optymalizacji [2, 10]. Charakterystykę optymalizacyjnego algorytmu genetycznego przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1. Charakterystyka algorytmu genetycznego

Table 1. Characteristics of genetic algorithm

Termin/procedura	Opis
Funkcja dostosowania	Funkcja optymalizowana, J_a w równaniu (12)
Osobnik	Liczba zmiennych konieczna do ustalenia optymalnej lokalizacji elementów piezoelektrycznych równa $3 \times N_{se}$ lub $3 \times N_a$ i odpowiada liczbie osobników
Populacja	Jeśli liczba zmiennych lub osobników jest równa odpowiednio $3 \times N_{se}$ lub $3 \times N_{se}$ wtedy populacja jest określona przez macierze $N_i = 3 \times N_{se}$ lub $N_i = 3 \times N_a$
Ewaluacja	Wartość funkcji J_a w równaniu (12) wyznaczana jest dla każdej populacji
Selekcja	Wybór dwóch rodziców wykazujących największą wartość funkcji dostosowania
Krzyżowanie	Wybór dwóch rodziców do generacji nowego pokolenia
Mutacja	Losowa zmiana genów w chromosomie

Zazwyczaj wraz z postępowaniem procesu optymalizacji, w kolejnych pokoleniach, algorytm zbliża się do punktu asymptotycznego funkcji dostosowania, po osiągnięciu którego, kryterium wyszukiwania zatrzymuje się. Do celów optymalizacyjnych, w analizie przyjęto następujące wartości parametrów AG: wielkość populacji – 200, współczynnik krzyżowania – 0,8 liczba pokoleń – 50. W analizach numerycznych rozważono swobodnie podpartą płytę prostokątną z elementami piezoelektrycznymi umieszczonymi na górnej i dolnej powierzchni. Założono, że elementy piezoelektryczne są idealnie połączone z powierzchnią płyty.

Wykorzystując metodę Rayleigh–Ritza oraz rozwijając poprzeczne przemieszczenie płyty $u_3(x, y, t)$ ze względu na zależną od czasu modalną funkcję kształtu spełniającą warunki brzegowe:

$$u_3(x, y, t) = \sum_{\kappa=1}^k \sum_{l=1}^l N_{u_3}^{\kappa l}(x, y) U^{\kappa l}(t) \quad (13)$$

oraz uwzględniając, że $N_{u_3}^{\kappa l}$ jest funkcją kształtu a $U^{\kappa l}(t)$ jest przemieszczeniem modalnym, k i l są liczbami odnoszącymi się do form drgań płyty, a liczba półfal κ oraz l jest określana, odpowiednio w kierunku wzdłużnym x oraz kierunku poprzecznym y , możemy zapisać przemieszczenie płyty u_3 w formie macierzy:

$$u_3 = [N_{u_3}^{11} N_{u_3}^{21} N_{u_3}^{31} \dots N_{u_3}^{kl}] [U^{11} U^{21} U^{31} \dots U^{kl}]^T \quad (14)$$

Dla swobodnie podpartej płyty modalne funkcje kształtu, które wykorzystano w analizie są rozwinięciem podwójnych funkcji harmoniczych:

$$N_{U_3}^{\kappa l} = \sin\left(\frac{\kappa\pi x}{l_{xs}}\right) \sin\left(\frac{l\pi y}{l_{ys}}\right) \quad (15)$$

gdzie: l_{xs} i l_{ys} – to długość i szerokość płyty prostokątnej.

Wymiary płyty oraz elementów piezoelektrycznych, a także właściwości elementów pomiarowych oraz wykonawczych przedstawiono, odpowiednio w tabeli 2 oraz 3. Właściwości mechaniczne płyty wynoszą: gęstość $\rho = 2770 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$, moduł Younga $E = 70 \text{ GPa}$, współczynnik Poissona $\nu = 0,3$, współczynnik tłumienia $\zeta_i = 0,0002$ dla $i = 1, \dots, n$.

Tabela 2. Wymiary płyty oraz elementu piezoelektrycznego

Table 2. Dimensions of the plate and the piezoelectric element

Parametr	Płyta	Element piezoelektryczny
Długość na kierunku osi x, m	1	0,08
Długość na kierunku osi y, m	0,5	0,04
Grubość: h_{st}, h_p , m	0,002	0,0001

Tabela 3. Właściwości elementów pomiarowych oraz wykonawczych PZT-5H, na podstawie [6]

Table 3. Properties of sensors and actuators of PZT-5H, according to [6]

Właściwości	Parametr	Wartość
Mechaniczne	współczynniki macierzy sztywności	$C_{11}^D = 131,6 \text{ GPa}, C_{22}^D = 131,6 \text{ GPa}$ $C_{12}^D = 131,6 \text{ GPa}, C_{66}^D = 131,6 \text{ GPa}$
	gęstość	$\rho = 7800 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$
Elektryczne	stała dielektryczna	$\beta_{33}^s = 1,48 \cdot 10^8 \text{ m}\cdot\text{F}^{-1}$
Mechaniczno- elektryczne	stałe	$h_{13} = -2,72 \cdot 10^9 \text{ N}\cdot\text{C}^{-1}$
	piezoelektryczne	$h_{23} = -2,72 \cdot 10^9 \text{ N}\cdot\text{C}^{-1}$

W celu aktywnego tłumienia drgań rozważono tylko pięć pierwszych form drgań, których wartości częstotliwość drgań własnych przedstawiono w tabeli 4.

Tabela 4. Pięć pierwszych częstotliwość drgań własnych

Table 4. The first five natural frequencies

Postać drgań (κ, l)	Częstotliwość drgań własnych, Hz
$N_{U_3}^{11}$	23,88
$N_{U_3}^{21}$	38,22
$N_{U_3}^{31}$	62,11
$N_{U_3}^{12}$	81,23
$N_{U_3}^{22}$	95,57

Przeprowadzono wiele symulacji z użyciem algorytmu genetycznego. W pierwszych dwóch symulacjach rozważano pierwsze dwie formy drgań, które charakteryzowały się najwyższą sterowalnością oraz obserwowalnością, pozostałe trzy formy rozważano jako formy szczątkowe. Ponieważ funkcje dostosowania dla poszukiwanych lokalizacji elementów pomiarowych oraz wykonawczych są podobne, poniżej przedstawiono wyniki analizy tylko dla elementów pomiarowych.

Najlepsze i średnie wartości funkcji dostosowania dla określenia optymalnego położenia elementów pomiarowych przedstawiono na rysunku 2a. Największa wartość funkcji celu jest równa 1,68. Optymalne współrzędne punktu umiejscowienia elementu pomiarowego w narożu płyty wynoszą ($x = 0,657$ m, $y = 0,206$ m), orientacja względem dłuższej krawędzi płyty wynosi 52° . Największe i średnie wartości funkcji dostosowania dla określenia lokalizacji pary *element pomiarowy/wykonawczy* przedstawiono na rysunku 2b.

W pierwszym pokoleniu wartość funkcji dostosowania szybko wzrasta dlatego, że odpowiadający wartości funkcji dostosowania punkt znajduje się daleko od punktu optymalnego. Optymalne współrzędne punktów położenia *elementów wykonawczych/pomiarowych*, w sytuacji rozważania trzech pierwszych postaci drgań (pozostałe dwie postaci drgań rozważano jak szczątkowe) przedstawiono w tabeli 5.

Tabela 5. Zoptymalizowane lokalizacje elementów piezoelektrycznych umieszczonych na powierzchni płyty

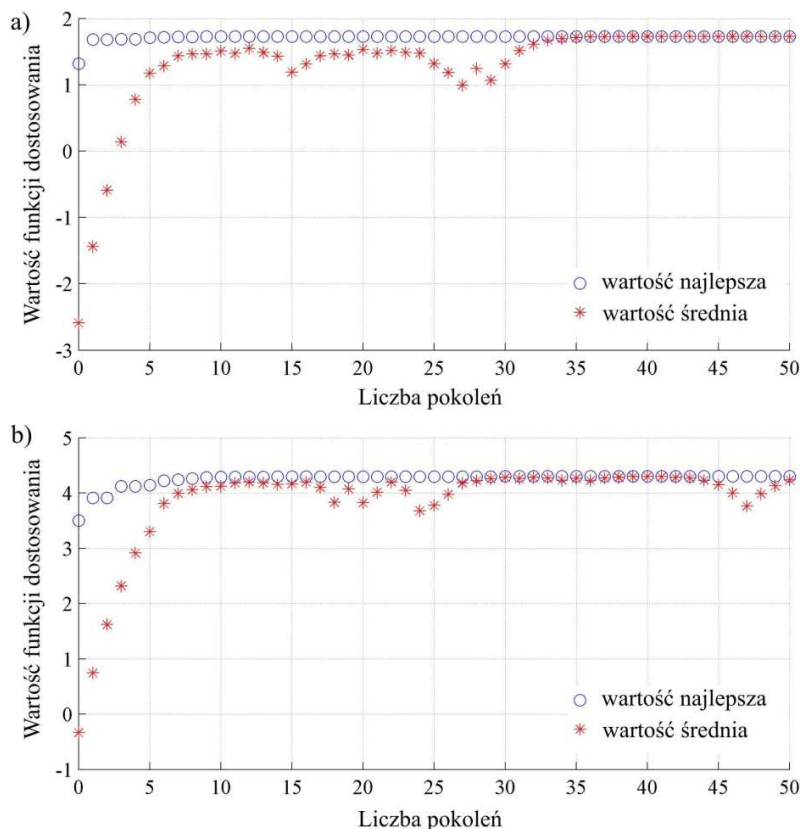
Table 5. Optimized location of piezoelectric patches attached to the surface of rectangular plate

Liczba elementów	Analizowana forma drgań	
	$N_{U_3}^{12}, N_{U_3}^{22}$	$N_{U_3}^{11}, N_{U_3}^{21}, N_{U_3}^{31}$
1	$x = 0,6577$ m; $y = 0,2059$ m; $\Theta = 52^\circ$	$x = 0,4819$ m; $y = 0,2275$ m; $\Theta = 123,23^\circ$
2	$x = 0,6739$ m; $y = 0,2059$ m; $\Theta = 72,68^\circ$ $x = 0,3781$ m; $y = 0,2513$ m; $\Theta = 155,53^\circ$	$x = 0,4375$ m; $y = 0,2155$ m; $\Theta = 103^\circ$ $x = 0,4753$ m; $y = 0,1527$ m; $\Theta = 85,61^\circ$

Do aktywnego tłumienia drgań jest stosowany algorytm sterowania ujemnego prędkościowego sprzężenia zwrotnego. Jest to skuteczny algorytm do zmniejszenia amplitudy oscylacyjnej. Algorytm tego typu stosuje się w taki sposób, że napięcie elementu wykonawczego może być otrzymane poprzez wzmocnienie sygnału i zmianę biegunowości napięcia elementu pomiarowego w następujący sposób:

$$\mathbf{v}(t)^a = -\mathbf{G}_{C_0}\Phi^{se}(t) \quad (16)$$

gdzie: \mathbf{G}_{C_0} – to macierz wzmocnienia, wykorzystana w algorytmie sprzężenia zwrotnego.

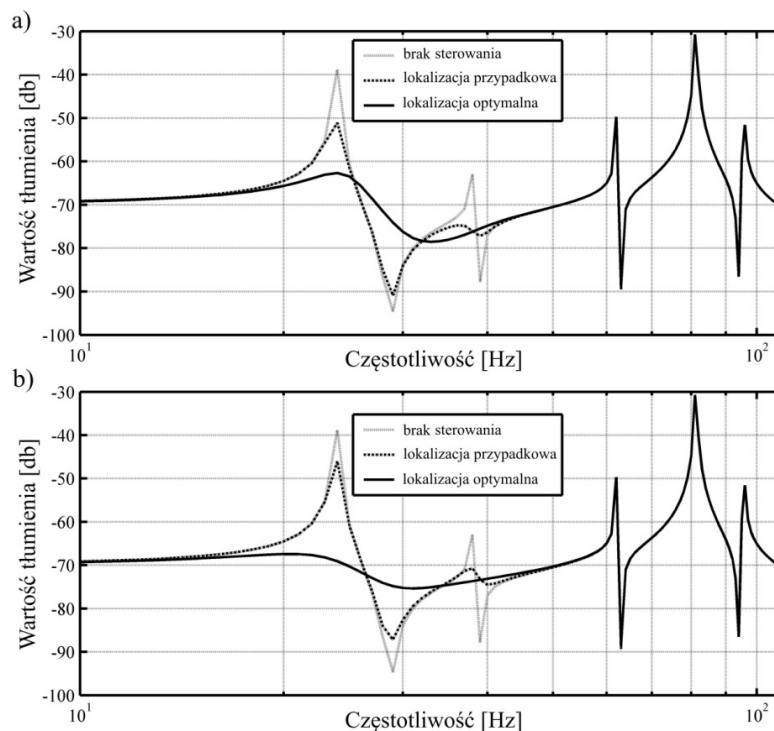


Rys. 2. Zmiana wartości średniej i największej funkcji dostosowania dla znalezienia lokalizacji elementów wykonawczych/pomiarowych uwzględniając dwie pierwsze postaci drgań: a) jeden element wykonawczy/pomiarowy, b) para element wykonawczy/pomiarowy

Fig. 2. Evolution of the mean and best values of fitness function for finding actuator/sensor locations when the first two modes are controlled: (a) one actuator/sensor (b) a pair of actuator/sensor

W pierwszej symulacji rozważano dwie formy drgań, pozostałe trzy formy rozważano jako formy szczytkowe. Ponieważ funkcje dostosowania dla poszukiwanych lokalizacji elementów pomiarowych oraz wykonawczych są podobne, poniżej przedstawiono wyniki analizy tylko dla elementów pomiarowych. Podczas analizy zastosowano funkcję krokową koncentrując obciążenie w miejscu poza środkiem płyty. Odpowiedzi częstotliwościowe płyty, po wzbudzeniu poprzez siłę skupioną, umieszczoną w punkcie o współrzędnych $x = 0,43$ m oraz $y = 0,21$ m (dla różnej liczby elementów pomiarowych oraz wykonawczych), przedstawiono na rysunku 3.

Proces optymalizacji lokalizacji *elementów wykonawczych/pomiarowych* za pomocą algorytmu genetycznego jest skutecznym zadaniem mającym na celu zmniejszenie amplitudy wibracji. Poprzez odpowiednie rozmieszczenie elementów pomiarowych oraz wykonawczych na powierzchni płyty możliwe jest uzyskanie efektu tłumienia drgań płyty. Gdy elementy wykonawcze są umieszczone w optymalnej lokalizacji, amplituda drgań znacząco zmniejsza się.



Rys. 3. Odpowiedzi częstotliwościowe płyty sterowanej przez piezoelektryczne *elementy wykonawcze/pomiarowe* przy rozważaniu dwóch pierwszych form drgań: a) – jeden *element wykonawczy/pomiarowy*, b) – para *element wykonawczy/pomiarowy*

Fig. 3. Frequency response of the plate controlled by the piezoelectric *actuator/sensor* patches when the first two modes are controlled: (a) one *actuator/sensor* (b) a pair of *actuator/sensor*

4. Podsumowanie

W pracy analizowano procesy aktywnego tłumienia drgań i optymalnego położenia piezoelektrycznych elementów umieszczonych na powierzchni cienkiej płyty prostokątnej. Do wyznaczenia równania ruchu oraz równania sygnałów wyjściowych wykorzystano prawo Hamiltona i metodę Rayleigha-Ritza. W następnym kroku, optymalne lokalizacje i orientacje piezoelektrycznych elemen-

tów wykonawczych i pomiarowych podłączonych do prostokątnej płytki ustalono w oparciu o koncepcję przestrzennej sterowalności/obserwowalności. Algorytm genetyczny wykorzystano do optymalizacji lokalizacji i orientacji urządzeń piezoelektrycznych. Wyniki wykazały, że poprzez umieszczenie piezoelektrycznych elementów pomiarowych oraz wykonawczych w optymalnym miejscu, można zwiększyć efekt tłumienia i bardziej efektywnie zmniejszyć amplitudę drgań płyty. Wykazano również skuteczność aktywnego tłumienia drgań w analizie wibracji cienkiej płyty.

Literatura

- [1] Bruant I., Gallimard L., Nikoukar S.: Optimal piezoelectric actuator and sensor location for active vibration control, using genetic algorithm, *Journal of Sound and Vibration*, vol. 329, no. 10, 2010, pp. 1615-1635.
- [2] Chiba R., Sugano Y.: Optimisation of material composition of functionally graded materials based on multiscale thermoelastic analysis, *Acta Mechanica*, vol. 223, no. 5, 2012, pp. 891-909.
- [3] Halim D., Reza Moheimani S.O.: An optimization approach to optimal placement of collocated piezoelectric actuators and sensors on a thin plate, *Mechatronics*, vol. 13, no. 1, 2003, pp. 27-47.
- [4] He X.Q., Ng T.Y., Sivashanker S., Liew K.M.: Active control of FGM plates with integrated piezoelectric sensors and actuators, *International Journal of Solids and Structures*, vol. 38, no. 9, 2001, pp. 1641-1655.
- [5] Kumar K.R., Narayanan S.: Active vibration control of beams with optimal placement of piezoelectric sensors/actuator pairs, *Smart Materials and Structures*, vol. 17, no. 5, 2008, pp. 055008.
- [6] Leo D.J.: *Engineering analysis of smart material systems*, John Wiley, New York 2007.
- [7] Reza Moheimani S.O., Halim D., Fleming A.J.: *Spatial control of vibration theory and experiments*, World Scientific, New York 2002.
- [8] Sadri A.M., Wright J.R., Wynne R.J.: Modelling and optimal placement of piezoelectric actuators in isotropic plates using genetic algorithms, *Smart Materials and Structures*, vol. 8, no. 4, 1999, pp. 490-498.
- [9] Sarangi S.K., Ray M.C.: Active damping of geometrically nonlinear vibrations of laminated composite plates using vertically reinforced 1-3 piezoelectric composites, *Acta Mechanica*, vol. 222, no. 3-4, 2011, pp. 363-380.
- [10] Yang Y., Jin Z., Soh C.K.: Integrated optimal design of vibration control system for smart beams using genetic algorithms, *Journal of Sound and Vibration*, vol. 282, no. 3-5, 2005, pp. 1293-1307.
- [11] Zhang Y.H., Xie S.L., Zhang X.N.: Vibration control of a simply supported cylindrical shell using a laminated piezoelectric actuator, *Acta Mechanica*, vol. 196, no. 1-2, 2008, pp. 87-101.

Acknowledgement

The research leading to these results has received funding from the People Programme (Marie Curie Actions) of the European Union's Seventh Framework Programme FP7/2007-2013/ under REA grant agreement No. PITN-GA-2013- 606878.

ACTIVE VIBRATION DAMPING OF A RECTANGULAR PLATE BY USING PIEZOELECTRIC SENSORS AND ACTUATORS

Summary

In the paper the active vibration damping process of the rectangular plate by using piezoelectric sensors and actuators was analysed. To find the optimal locations and orientations of piezoelectric elements a genetic algorithm was used. To control the vibrations of the plate, a negative velocity feedback control algorithm was designed. Many simulations were carried out to show the usefulness of the genetic algorithm used to optimize the locations and orientations of the piezoelectric elements attached to a thin plate. We suppose that the piezoelectric sensors and actuators are perfectly bonded to the surfaces. During loading analyses we applied the step function concentrating the load at a location off-center of plate. By locating the piezoelectric patches in the optimal positions, the amplitudes of the plate vibrations were reduced. The effect of a number of piezoelectric devices on the property of the active damping system was also analysed. It can be concluded that the damping effect increases and the amplitude of plate vibrations were reduced more effectively because of the use of some of actuators and sensors.

Keywords: actuator, active dumping control, genetic algorithm, piezoelectric sensor, gramian

DOI: 10.7862/rm.2015.29

Otrzymano/received: 4.09.2015 r.

Zaakceptowano/accepted: 11.10.2015 r.

Wiesław FRĄCZ¹
Grzegorz JANOWSKI²

WYKORZYSTANIE PROGRAMU AUTODESK MOLDFLOW® MPI W OPRACOWANIU TECHNOLOGII RTM WYTWARZANIA ELEMENTÓW KOMPOZYTOWYCH

W pracy przedstawiono wykorzystanie oprogramowania Autodesk Moldflow MPI do optymalizacji procesu formowania wytworów kompozytowych techniką RTM (ang. Resin Transfer Moulding). Z uwagi na korzyści ze stosowania tego procesu tj.: brak ograniczeń w wielkości i stopniu skomplikowania kształtu detalu, wysoką jakość wyrobów, dobrą kontrolę procesu wytwarzania - metoda ma zastosowanie w przemyśle motoryzacyjnych, okrętowym oraz lotniczym. Obecnie na rynku komputerowe programy komercyjne, np. PAM RTM specjalizują się w symulacjach konkretnych metod przetwórstwa tworzyw polimerowych. Tymczasem w wielu firmach wykorzystuje się równocześnie wiele technologii ich przetwórstwa. Mało znana jest w tym kontekście np. możliwość wykorzystania programu Autodesk Moldflow MPI do symulacji wytwarzania wyrobów z kompozytów polimerowych.

Słowa kluczowe: przemysł lotniczy, RTM, kompozyty polimerowe, symulacje numeryczne

1. Wstęp

Niskociśnieniowe przesycanie żywic w zamkniętych formach - RTM (ang. Resin Transfer Moulding) jest technologią wytwarzania elementów kompozytowych w zamkniętych formach pokrytych żelkotem, gdzie przygotowana wcześniej warstwa zbrojenia ułożona na sucho jest przesycana wtrysniętą żywicą [13]. Końcowe właściwości kompozytu nie zależą wyłącznie od wyboru żywicy oraz włókna – istotną kwestią jest tu również przygotowanie, przebieg, kontrola i optymalizacja procesu. Czynniki te mogą bezpośrednio rzutować na uszkodzenia mikrostruktury materiału, zarówno po stronie żywicy jak i włókien. Proces jest uzależniony od zmiennych parametrów takich jak np.: ciśnienie, temperatura, lepkość, udział objętościowy włókien, czas wtrysku i napełniania [14]. Prędkość

¹ Wiesław Frącz - Politechnika Rzeszowska, e-mail: wf@prz.edu.pl

² Autor do korespondencji/corresponding author: Grzegorz Janowski, Politechnika Rzeszowska, Al. Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 865 1714, e-mail: gjan@prz.edu.pl

kość wtrysku bezpośrednio determinuje czas wypełnienia formy, nie powinna być zbyt niska z uwagi na całkowitą impregnację włókien, przedwczesne zastyganie żywicy oraz powstawanie pęcherzy. Bardzo częstym, niepożądanym zjawiskiem jest ruch zbrojenia wewnątrz formy podczas fazy wtrysku wynikający ze zmiany lepkości spoiwa. Ciśnienie wtrysku oraz lepkość żywicy ściśle korelują z temperaturą. Podczas wzrostu temperatury następuje skracanie czasu wypełnienia, a ciśnienia robocze są niższe. Z kolei wzrost lepkości żywicy następuje w przypadku obniżenia temperatury. Typowymi problemami występującymi podczas procesu są: brak całkowitego wypełnienia formy, przesunięcie lub naruszenie struktury wzmocnienia, brak połączenia między żywicą i włóknem, powstawanie pęcherzy powietrznych, skurcz detalu [13].

Ułożenie włókien w kompozytach wytwarzanych metodą RTM przeważnie nie jest skomplikowane. Zachowany musi być odpowiedni stosunek pomiędzy liczbą włókien w kierunku poprzecznym i liczbą włókien w kierunku wzdłużnym. Zbyt duża ilość włókien może powodować niejednorodną strukturę żywicy oraz pogorszenie właściwości mechanicznych wytworzonego detalu. W przypadku uszkodzeń włókien typowym problemem jest przerwanie ich ciągłości, jak również nierównomierne rozmieszczenie w objętości kompozytu, co prowadzi do generowania dużych naprężeń ścinających. W celu ułatwienia procesu RTM często stosuje się preimpregnaty, czyli wstępnie impregnowane żywicami polimerowymi niecałkowicie spolimeryzowanymi włókna w postaci: mat zawierających przypadkowo zorientowane włókna, dwu- lub trójwymiarowych tkanin, oplotów oraz dzianin. Jeśli włókna są nadmiernie sprasowane lub ich zawartość jest zbyt duża, nie ma wystarczającego miejsca na penetrację żywicy, co wydłuża czas napełniania [7, 13, 15]. Żywice polimerowe są stosowane w metodzie RTM ze względu na niską lepkość podczas procesu. W produkcji komponentów lotniczych szczególne wykorzystanie mają żywice: epoksydowe, fenolowe, cyjaninowe i bismaleimidów (BMI) [7].

Kompozyty polimerowe pełnią istotną rolę w wytwarzaniu komponentów lotniczych. Zastosowanie tego typu materiałów wynika z dążenia do ograniczeń zużycia paliwa w trakcie lotu, co jest wynikiem zredukowania masy statku powietrznego przy zachowaniu odpowiedniej tolerancji wymiarów oraz wysokiej jakości powierzchni. Należy pamiętać, że nie tylko ciężar jest istotną cechą materiałów konstrukcyjnych - warto również zwrócić uwagę na takie właściwości jak: odporność na uderzenia, sztywność, właściwości dielektryczne, odporność na zmiany temperatur oraz ciśnień, jak również odporność na korozję [13]. W przemyśle lotniczym technologia RTM po raz pierwszy została wykorzystana do produkcji małych owiewek i kształtek. Bardzo szybko okazało się jednak, że proces RTM ma większe perspektywy zastosowania. Wynikało to z właściwości współczesnych żywic spełniających duże wymagania dotyczące zastosowań konstrukcyjnych. Typowymi przykładami pierwszych części lotniczych, które doprowadziły do rozwoju produkcji metodą RTM są owiewki otworu klapy tylnej ATR Pylon i owiewki Airbusa A321, opracowane przez Aero-

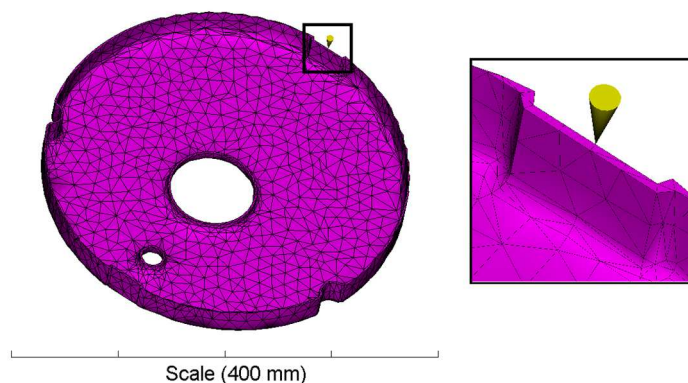
spatialie i Brochier SA [12]. Ciekawym podejściem zastosowania RTM spełniającym wymagania konstrukcyjne była produkcja łopatk śmigła dla Saab 340 i Fokker 50 opracowane przez Dowty Rotol [11]. Ważnym programem inwestycyjnym, który nadawał tempo procesowi RTM była produkcja podzespołów prototypu F22. Technologię RTM wykorzystano tutaj do produkcji około 325 elementów [16]. W obecnych realiach RTM jest niezwykle rozwiniętą technologią w przemyśle lotniczym, masowo stosowaną do produkcji: pokryw i konstrukcji drzwi wejściowych, powierzchni panelu sterowniczego, osłon silników, łopatek wentylatorów, żeber i elementów skrzydeł, zbiorników paliwa, elementów wału napędowego śmigłowców, elementów śmigła, osłon rakiet w wojskowych statkach powietrznych itp. [4, 6, 13].

2. Symulacje numeryczne procesu RTM

Zapotrzebowanie na wysokiej jakości produkty wynikające z presji rynku oraz nowoczesnych wymagań przemysłu lotniczego skłaniają do najszybszego i najbardziej efektywnego projektowania procesów technologicznych. W tym celu podjęto działania zmierzające do ich możliwości symulacji i optymalizacji w oparciu o systemy CAE. Wprowadzenie tych systemów dało korzyści takie jak: skrócenie czasu projektowania, zmniejszenie kosztów zużycia materiałów, optymalizację parametrów projektowych, redukcję czasów konstruowania oraz modyfikacji form. Obecne na rynku komputerowe programy komercyjne, np. PAM RTM specjalizują się w symulacjach konkretnych metod przetwórstwa tworzyw polimerowych. Tymczasem w wielu firmach wykorzystuje się równocześnie wiele technologii ich przetwórstwa. Mało znana jest w tym kontekście np. możliwość wykorzystania programu Autodesk Moldflow MPI do symulacji wytwarzania produktów z kompozytów polimerowych [1].

Analizy numeryczne wykonane w prezentowanej pracy dotyczyły modelu wręgi kadłuba samolotu. Obejmowały one etapy: przygotowania modelu, jego dyskretyzacji za pomocą elementów skończonych typu tetra, wprowadzenia warunków początkowych i brzegowych, przeprowadzenia obliczeń numerycznych oraz interpretację wyników symulacji. Model wręgi kadłuba samolotu został zaprojektowany w programie NX8. Symulacje numeryczne wykonano w programie Autodesk Moldflow Insight 2013. Na podstawie wstępnie przeprowadzonych analiz ustalono położenie miejsca wtrysku [3]. Rys. 1 przedstawia model numeryczny wypraski, w oparciu o który wykonano analizę procesu RTM wytwarzania wręgi kadłuba samolotu. Jako osnowę polimerową stosowano w symulacjach numerycznych żywicę epoksydową o nazwie handlowej RUTAPOX EA 330 A&B. Preformę tworzyła mata z włókna węglowego pokrywająca 60% objętości gniazda.

W celu optymalizacji analizowanego procesu technologicznego zastosowano metodę Taguchi (odporną). Wartości danych wejściowych określano metodą planowania czynnika, zwykle stosowaną w planowaniu eksperymentów.



Rys. 1. Model numeryczny detalu (ponad 5tys. elementów ES typu czworosściennego) wraz z punktem dozowania żywicy

Fig. 1. The numerical model of the element (over 5 thousand ES type tetrahedral elements) with the point of dosing the resin

W analizach numerycznych stosowano trzy czynniki sterujące, z których każdy podlegał zmianom na czterech poziomach (tab. 1). Podczas doboru zakresu dla czynników sterujących przyjęto wstępnie, iż dla wszystkich spośród przyjętych poziomów zmienności musi być możliwe wykonanie prawidłowego wytworu, ukształtowanego przy minimalnym ciśnieniu oraz przesyconego żywicą w całej objętości gniazda. Zakres parametrów wejściowych ustalono na podstawie literatury [6-10, 13, 14]. Dzięki zastosowaniu planów ortogonalnych Taguchi, szeroko stosowanych w optymalizacji procesów technologicznych [2, 5] zmniejszono wymaganą liczbę symulacji. W badaniach wykorzystano plan typu L_{16} . Dla potrzeb metody Taguchi zbudowano tablicę ortogonalną (tab. 2), zawierającą 16 kombinacji parametrów podlegających optymalizacji oraz kolumnę zawierającą średnią wartość ciśnienia żywicy na końcu drogi jej płynięcia w gnieździe formy. Po wskazaniu czynników wejściowych i obliczeniu wielkości wyjściowych wybrano kryterium opisujące rodzaj analizowanego problemu. Metoda Taguchi używa w tym celu tzw. wskaźnika S/N (ang. signal-to-noise ratio). Bierze on pod uwagę zarówno wartość średnią sygnału mierzonego, jak i jego odchylenie standardowe. Sposób obliczenia S/N zależy od badanego kryterium jakości. W analizowanym przypadku ciśnienie wypełniania gniazda powinno być możliwie najmniejsze, więc wybrano kryterium: „im mniejszy tym lepszy”. Charakterystykę jakości oraz stosunek wartości sygnału do wartości szumu (S/N) obliczano z równania:

$$S/N = -10 \cdot \log\left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2\right) \quad (1)$$

gdzie: y_i – średnia wartość ciśnienia w gnieździe formy.

Na podstawie analizy wpływu głównych czynników na wartość ciśnienia dobrano optymalne parametry procesu: nominalny czas wtrysku żywicy 10 s, temperatura formy 170°C, temperatura wtryskiwanej żywicy 140°C. Parametry pokrywają się z parametrami przedstawionymi w tab. 2 (wiersz 3), co nie wymaga przeprowadzenia dodatkowych analiz numerycznych.

Tabela 1. Czynniki sterujące oraz poziomy ich zmienności

Table 1. Controllable factors and their levels of variability

Czynnik sterujący	Poziom 1	Poziom 2	Poziom 3	Poziom 4
Czas dozowania żywicy [s]	10	15	20	25
Temperatura formy [°C]	120	150	170	190
Temperatura wtryskiwanej żywicy [°C]	100	120	140	170

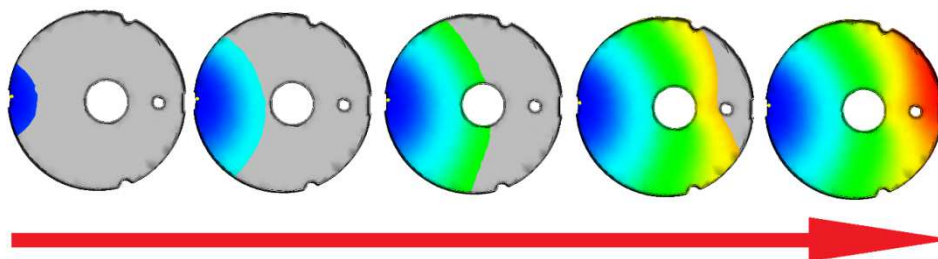
Tabela 2. Zestawienie zmiennych parametrów wejściowych i wyników symulacji - tablica ortogonalna L₁₆Table 2. List of variable input parameters and simulation results - orthogonal array L₁₆

L.p.	Nominalny czas wtrysku [s]	Temperatura formy [°C]	Temperatura żywicy [°C]	Czy forma została wypełniona	Ciśnienie wewnątrz formy [MPa]
1	10	120	100	TAK	6,177
2	10	150	120	TAK	0,694
3	10	170	140	TAK	0,1984
4	10	190	170	TAK	9,803
5	15	120	120	TAK	4,336
6	15	150	100	TAK	1,551
7	15	170	170	TAK	9,111
8	15	190	140	TAK	184,2
9	20	120	140	TAK	6,481
10	20	150	170	TAK	5,221
11	20	170	100	TAK	15,99
12	20	190	120	TAK	200
13	25	120	170	NIE	-
14	25	150	140	TAK	1,375
15	25	170	120	TAK	1,385
16	25	190	100	TAK	200

3. Analiza wyników symulacji

W analizie wyników symulacji numerycznych procesu wtryskiwania skupiono się na podstawowych parametrach stanu tworzywa w gnieździe formy tj.: stopniu wypełnienia formy, ciśnieniu wewnątrz formy, występowaniu linii łączenia i pęcherzy powietrznych oraz orientacji włókien maty. Przeprowadzona

analiza dotyczy optymalnego przypadku parametrów technologicznych. Etapy wypełniania gniazda formy przedstawiono na rysunku 2. Dla danych parametrów konstrukcyjnych i technologicznych stwierdzono, analizując przepływ tworzywa, iż gniazdo formy będzie efektywnie wypełnione.

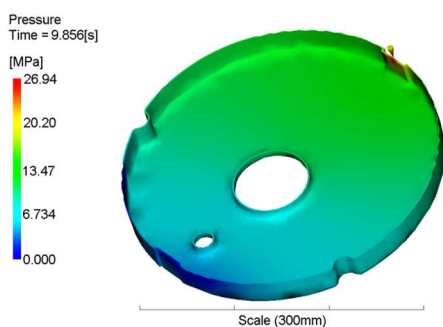


Rys. 2. Etapy wypełniania gniazda formy

Fig. 2. The steps of filling the mold cavity

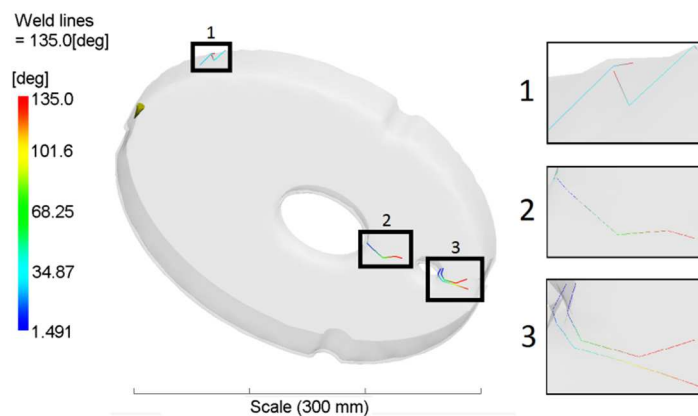
Z uwagi na to, że technologia RTM jest procesem niskociśnieniowym należy przeanalizować rozkład ciśnień wewnątrz formy (rys. 3). Wielkość ciśnienia jest liniową funkcją odległości od miejsca wtrysku. Im większa odległość od niego, tym mniejsze ciśnienie. Ciśnienie po wtrysku żywicy rozkłada się w gnieździe formy w miarę równomiernie. Na dużej części gniazda utrzymuje się ciśnienie rzędu kilkunastu MPa. Obszary o ciśnieniu równym 0 MPa występują jedynie na końcu drogi płynięcia tworzywa. Na równie niewielkim obszarze gniazda, w pobliżu miejsca wtrysku, występuje maksymalne ciśnienie. Sugeruje to gwarancję dobrych właściwości wyrobu.

Przebieg linii łączenia tworzywa widoczny jest przy otworach oraz na krawędzi wręgi w okolicach miejsca wtrysku (rys. 4). W przypadku technologii wytwarzania powyższego detalu istnieje duże prawdopodobieństwo wystąpienia pułapek powietrznych na krawędziach wręgi oraz w bardzo małym stopniu przy dużym otworze (rys. 5). Najkorzystniejsza orientacja włókien zbrojenia kompozytu została zobrazowana na rysunku 6.



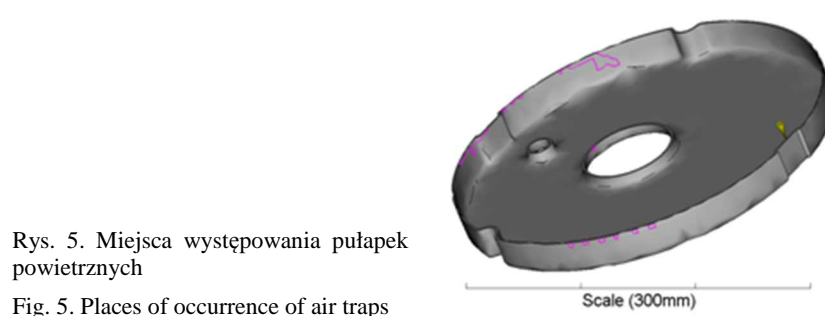
Rys. 3. Rozkład ciśnienia wewnątrz formy

Fig. 3. Pressure distribution inside the form



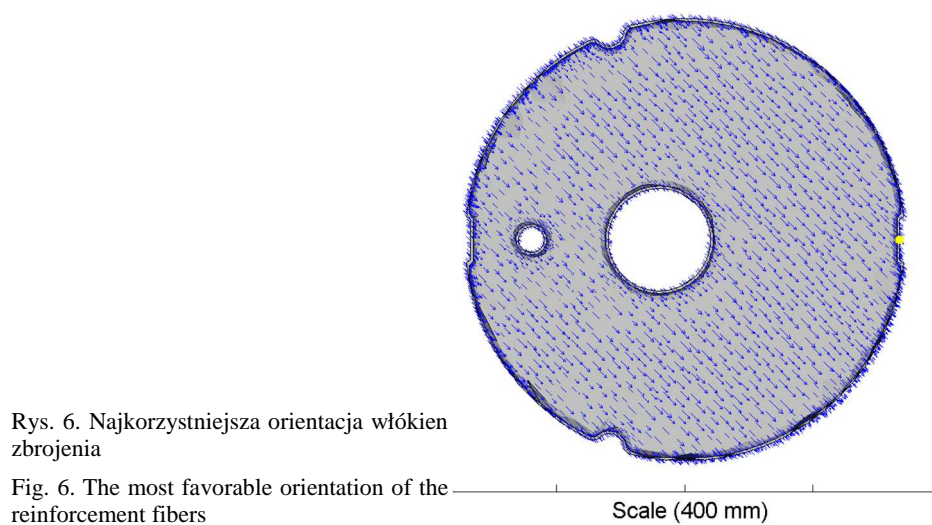
Rys. 4. Wizualizacja możliwości występowania linii łączenia

Fig. 4. Visualization of possibility of the occurrence of weld lines



Rys. 5. Miejsca występowania pułapek powietrznych

Fig. 5. Places of occurrence of air traps



Rys. 6. Najkorzystniejsza orientacja włókien zbrojenia

Fig. 6. The most favorable orientation of the reinforcement fibers

4. Wnioski

Wyspecjalizowany program do komputerowej symulacji procesów przetwórstwa tworzyw polimerowych tj. Autodesk Moldflow MPI umożliwia modelowanie i optymalizację technologii formowania wyrobów kompozytowych techniką RTM. Przeprowadzone analizy numeryczne pozwalają dobrać i zoptymalizować parametry technologiczne w procesie wytwarzania kompozytów polimerowych wzmocnianych zbrojeniem włóknistym (maty, tkaniny itp.). Dzięki symulacjom numerycznym można określić takie czynniki technologiczne jak: pewność wypełnienia formy, rozkład ciśnień i temperatury żywicy polimerowej wewnątrz formy, miejsca potencjalnego wystąpienia pęcherzyków powietrza, przebieg linii łączenia strug płynącej żywicy, orientację włókien zbrojenia itp. Wyniki symulacji uwzględnione przy projektowaniu procesu wytwarzania przedstawionego elementu konstrukcyjnego samolotu powinny umożliwić uzyskanie wymaganej jakości detalu oraz pozwolić na zmniejszenie ilości wykonywania prób lub całkowite ich wyeliminowanie.

Literatura

- [1] AMI Resin Transfer Molding, Autodesk® Moldflow® Insight 2012.
- [2] Frącz W.: Optymalizacja skurczu wyprasek z wykorzystaniem wyników symulacji 3D, ZN PRz - Mechanika, 83 (4) (2011) 11-22.
- [3] Gajdoš I., Duleba B., Spišák E., Greškovič F., Dulebová L.: Optimization of injection molding process by Doe, Hutník, 81 (2014) 470-475.
- [4] Konieczny J.: Materiały stosowane w konstrukcjach lotnictwa wojskowego, Armia, 56 (2013), 68-75.
- [5] Korzyński M.: Metodyka eksperymentu, planowanie, realizacja i statystyczne opracowanie wyników eksperymentów technologicznych, WNT, Warszawa 2006.
- [6] Kruckenberg T., Paton R.: Resin transfer moulding for aerospace structures, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht 1998.
- [7] Laurenzi S., Marchetti M.: Advanced composite materials by resin transfer molding for aerospace applications, w Composites and Their Properties, Hu N. (red.), Intech, Rijeka 2012, pp. 197-226.
- [8] Lebrun G., Gauvin R., Kendall K.N.: Experimental investigation of resin temperature and pressure during filling and curing in a flat steel RTM mould, Composites, A27 (1996) 347-35.
- [9] Lee C.L., Ho J.C., Wei K.H.: Resin Transfer Molding (RTM) process of a high performance epoxy resin. I: kinetic studies of cure reaction, Polymer Eng. Sci., 40 (2000) 929-934.
- [10] Lee C.L., Wei K.H.: Resin Transfer Molding Process (RTM) of a High Performance Epoxy Resin. II: Effects of Process Variables on the Physical, Static and Dynamic Mechanical Behavior, Polymer Eng. Sci., 40 (2000) 935-943.
- [11] McCarthy RF.J.: Polymer composite applications to aerospace equipment., Composite Manuf., 5 (1994) 83-93.

- [12] Mir L., Leblond E., Auduc H., Bazerque G.: RTM - a process for aircraft structural composite parts. 15th Int. European SAMPE Conf., Society for the Advancement of Materials and Process Engineering, Covina 1994, pp. 171-179.
- [13] Potter K.: Resin transfer moulding, Chapman and Hall, Bristol 1997.
- [14] Ruiz E., Achim V., Lebel, F.: Characterization, Analysis And Design Of Rtm Process, The 10th Int. Conf. Flow Processes in Composite Materials (FPCM10), Monte Verita, Ascona 2010.
- [15] Soutis C.: Carbon fiber reinforced plastics in aircraft construction, Mat. Sci. Eng., 412 (2005) 171-176.
- [16] Warwick G.: Building the F-22, Flight Int., 4 (1996) 35-36.

USE OF THE AUTODESK MOLDFLOW® MPI SOFTWARE IN THE DEVELOPMENT OF RTM TECHNOLOGY OF PRODUCTION OF COMPOSITE ELEMENTS

Summary

In the paper the usage of Autodesk Moldflow MPI to optimize the forming process of composite products using the RTM (Resin Transfer Moulding) technique is presented. Due to the advantages of using this process, i.e. no restrictions in the size and shape complexity of the work-piece, high quality of products, good control of the manufacturing process – the RTM technique is applicable in the automotive, shipbuilding and aircraft industries, and aviation. The available on the market commercial computer programs, e.g. PAM RTM specialize in simulations of specific methods of polymer processing. Meanwhile, many companies use simultaneously many technologies of polymer processing. The possibility to use Autodesk Moldflow® MPI software to simulation of manufacturing polymer composite products is relatively unknown.

Keywords: aircraft industry, RTM, polymer composites, numerical simulations

DOI: 10.7862/rm.2015.30

Otrzymano/received: 11.10.2015 r.

Zaakceptowano/accepted: 22.11.2015 r.

Magda JOACHIMIAK¹
Michał CIAŁKOWSKI²

ROZWIĄZANIE ZAGADNIENIA ODWROTNEGO Z NUMERYCZNYM CAŁKOWANIEM SPLITU

W pracy rozwiązano zagadnienie odwrotne dla liniowego, niestacjonarnego równania przewodnictwa ciepła w walcu. Rozwiązanie otrzymano z zastosowaniem transformaty Laplace'a oraz przedstawiono w postaci splotu funkcji. W całkowaniu splotu zastosowano parametr Θ oraz zbadano wpływ wartości tego parametru na wrażliwość rozwiązania zagadnienia odwrotnego. W badaniach uwzględniono wpływ błędu zabudowy termoelementu oraz stochastycznego błędu pomiaru temperatury na błąd rozkładu temperatury na brzegu walca.

Słowa kluczowe: zagadnienie odwrotne, przewodnictwo cieplne, wrażliwość rozwiązania

1. Wstęp

Procesy nagrzewania elementów maszyn, czy procesy obróbki cieplnej wymagają realizacji pola temperatury spełniającego zadane kryteria. W celu sterowania nagrzewaniem ciała bardzo ważna jest znajomość temperatury brzegu obszaru. Pomiar temperatury brzegu nie zawsze jest możliwy do przeprowadzenia na przykład w komorze spalania czy na powierzchni wewnętrznej korpusu turbiny cieplnej. W szczególności jest to trudne, jeśli duży udział w procesie nagrzewania ma promieniowanie (procesy obróbki cieplnej) [16]. W takich przypadkach temperaturę brzegu można określić z rozwiązania zagadnienia odwrotnego w oparciu o pomiar temperatury w punktach wewnętrznych ciała umieszczonych blisko brzegu, na którym nie jest znany przebieg temperatury [3, 6, 14]. Niektóre metody rozwiązywania jednowymiarowego zagadnienia odwrotnego rozkładu pól temperatury dla walca przedstawiono w pracy [5], natomiast dla warstwy cylindrycznej w pracy [4]. Rozkłady temperatury w walcu z użyciem zagadnienia prostego i odwrotnego badano również za pomocą funkcji cieplnych [13]. Rozwiązanie zagadnienia odwrotnego w oparciu o transformatę Laplace'a przedstawiono w pracach [4, 5, 8-10]. Zagadnienie odwrotne dla rów-

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Magda Joachimiak, Politechnika Poznańska, 60-965 Poznań, ul. Piotrowo 3, tel.: (61) 665 22 14, e-mail: magda.joachimiak@put.poznan.pl

² Michał Ciałkowski, Politechnika Poznańska, e-mail: michal.cialkowski@put.poznan.pl

nania przewodnictwa ciepła rozwiązano przy użyciu metody sekwencyjnej, co opisano w pracach [2, 15].

W pracy opisano rozwiązanie zagadnienia prostego i odwrotnego dla niestacjonarnego równania przewodnictwa ciepła oraz przeanalizowano wrażliwość otrzymanych wyników na błędy zabudowy termoelementu oraz stochastyczny błąd pomiaru temperatury. Znaczne koszty zabudowy wielu termoelementów wewnątrz obszaru walca skłoniły autorów do przebadania wpływu błędu zabudowy pojedynczego termoelementu i stochastycznego błędu pomiaru temperatury na stabilność wyznaczenia pola temperatury w badanym obszarze.

2. Zagadnienie proste

Równanie liniowe niestacjonarnego przewodnictwa ciepła dla symetrycznego pola temperatury w walcu można zapisać w następującej postaci [7]:

– równanie różniczkowe

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial \xi^2} + \frac{1}{\xi} \frac{\partial \vartheta}{\partial \xi} \quad \xi \in (0,1), \tau > 0 \quad (1)$$

– warunek początkowy

$$\vartheta(\xi, \tau = 0) = 0 \quad (2)$$

– warunek brzegowy

$$\vartheta(\xi = 1, \tau) = \vartheta_z(\tau) \quad \tau > 0 \quad (3)$$

– warunek ograniczoności rozwiązania w punkcie $\xi = 0$

$$|\vartheta(\xi = 0, \tau)| < \infty \quad (4)$$

Zależności (1) – (4) przedstawiono w postaci bezwymiarowej z uwzględnieniem zależności [5]

$$\xi = \frac{r}{r_z}, \vartheta = \frac{T - T_0}{T_{\max}}, \tau = \frac{\lambda}{\rho c} \frac{t}{r_z^2} \quad (5)$$

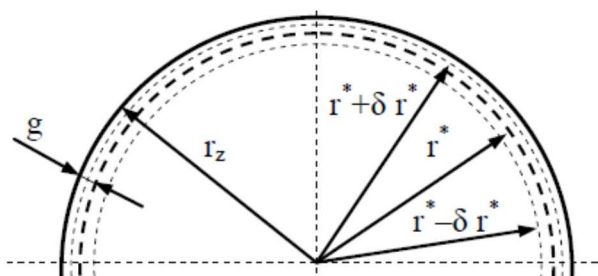
Do rozwiązania zagadnienia (1) – (4) zastosowano przekształcenie Laplace'a [7,11], warunki (2) - (4) [7,11,12], twierdzenie Borela o splocie [11], twierdzenie o residuach [7], regułę de L'Hospitala oraz własności dla zmodyfikowanych funkcji Bessela [7, 12]. Zatem symetryczne pole temperatury w walcu wyraża się w postaci splotu funkcji [9,10]:

$$\begin{aligned} \vartheta(\xi, \tau) &= \frac{\partial \vartheta(\xi=1, \tau)}{\partial \tau} * \left[1 - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0(p_n \xi) e^{-p_n^2 \tau}}{p_n J_1(p_n)} \right] = \frac{\partial \vartheta(\xi=1, \tau)}{\partial \tau} * \vartheta_w(\xi, \tau) = \\ &= \vartheta(\xi=1, \tau) * \left[2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0(p_n \xi) p_n e^{-p_n^2 \tau}}{J_1(p_n)} \right] = \vartheta(\xi=1, \tau) * \frac{\partial \vartheta_w(\xi, \tau)}{\partial \tau} \end{aligned} \quad (6)$$

Funkcja $\vartheta_w(\xi, \tau)$ jest rozwiązaniem równania (1) z warunkiem początkowym (2) i stałą temperaturą na brzegu $\vartheta_w(\xi=1, \tau) = 1$ (warunek (3), $\vartheta_z = 1$).

3. Zagadnienie odwrotne

Ponieważ nie zawsze jest możliwe określenie temperatury na brzegu obszaru, określenia temperatury brzegu można dokonać rozwiązując zagadnienie odwrotne (brzegowe zagadnienie odwrotne). W tym celu należy dokonać pomiaru temperatury w punktach wewnętrznych obszaru (rys. 1). W następnym kroku poszukuje się wartości funkcji $\vartheta(\xi=1, \tau)$ z minimalizacji odległości pomiędzy temperaturą wyrażoną wzorem (6), a wartością pomierzoną dla kolejnych chwil czasu. Termoelement umieszczony jest w odległości $g = r_z - r^*$ od brzegu walca, stąd bezwymiarowa współrzędna $\xi^* = \frac{r^*}{r_z}$.

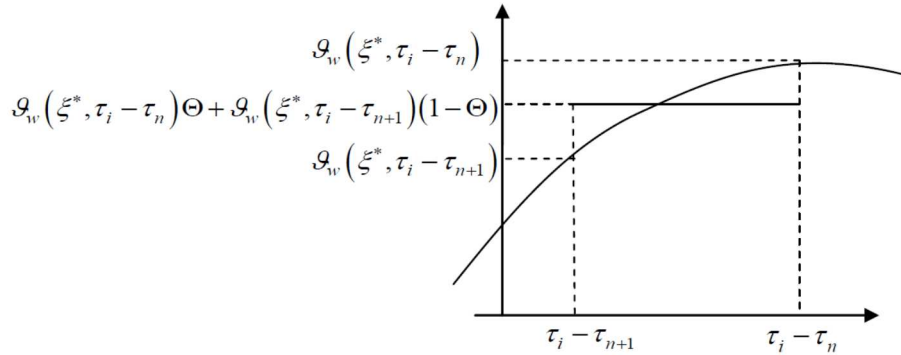


Rys. 1. Rysunek przekroju poprzecznego walca z zaznaczonym promieniem zewnętrznym (r_z), punktem zabudowy termoelementu (r^* , g) oraz dokładnością umiejscowienia termoelementu ($r^* + \delta r^*$, $r^* - \delta r^*$)

Fig. 1. Figure of a cylinder cross-section with the outer radius (r_z), the point of thermocouple installation (r^* , g) and the accuracy of the thermocouple location ($r^* + \delta r^*$, $r^* - \delta r^*$).

Rozwiązanie splotowe (dla pojedynczego termoelementu) dla miejsca pomiaru temperatury $r = r^*$ ($\xi = \xi^*$) jest równe wartości zmierzonej, zatem dla dwóch kolejnych chwil czasu τ_i , τ_{i+1} mamy:

$$\begin{cases} \vartheta(\xi^*, \tau_i) = \int_0^{\tau_i} \vartheta'(\xi = 1, u) \vartheta_w(\xi^*, \tau_i - u) du \\ \vartheta(\xi^*, \tau_{i+1}) = \int_0^{\tau_{i+1}} \vartheta'(\xi = 1, u) \vartheta_w(\xi^*, \tau_{i+1} - u) du \end{cases} \quad (7)$$



Rys. 2. Aproxymacja funkcji ϑ_w funkcją schodkową

Fig. 2. Approximation of the function ϑ_w by the staircase function

Ponieważ funkcja $\vartheta_w(\xi^*, \tau_i - u) > 0$ przeto dla uproszczenia całkowania splotu funkcję ϑ_w przybliżono funkcją schodkową [1] (rys. 2). Po przekształceniach opisanych w pracach [9, 10] otrzymano dla $i > 1$ układ równań z macierzą trójkątną:

$$\begin{bmatrix} a_{11} & 0 & \dots & \dots & 0 \\ a_{21} & a_{22} & \ddots & & \vdots \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & \ddots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & 0 \\ a_{i1} & a_{i2} & a_{i3} & \dots & a_{ii} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \chi_1 \\ \chi_2 \\ \chi_3 \\ \vdots \\ \chi_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \\ B_3 \\ \vdots \\ B_i \end{bmatrix} \quad (8)$$

gdzie:

$$a_{i+1,i+1} = \left[\vartheta_w(\xi^*, \tau_{i+1} - \tau_i)\Theta + \vartheta_w(\xi^*, \tau_{i+1} - \tau_{i+1})(1-\Theta) \right] (\tau_{i+1} - \tau_i) \quad (9)$$

$$\chi_{i+1} = \vartheta(\xi = 1, \tau_{i+1}) - \vartheta(\xi = 1, \tau_i), \quad i = 0, 1, 2, \dots \quad (10)$$

$$a_{i,n} = \left\{ \vartheta_w(\xi^*, \tau_{i+1} - \tau_n) \Theta + \vartheta_w(\xi^*, \tau_{i+1} - \tau_{n+1})(1 - \Theta) - \right. \\ \left. - \left[\vartheta_w(\xi^*, \tau_i - \tau_n) \Theta + \vartheta_w(\xi^*, \tau_i - \tau_{n+1})(1 - \Theta) \right] \right\} (\tau_{n+1} - \tau_n), \quad (11)$$

$$i \geq 1, \quad n = 0, 1, \dots, i - 1$$

$$B_j = \frac{\vartheta(\xi^*, \tau_{j+1}) - \vartheta(\xi^*, \tau_j)}{\tau_{j+1} - \tau_j}, \quad j = 0, 1, \dots, i - 1 \quad (12)$$

lub w zwartej formie (dla stałego kroku czasowego $\Delta \tau = \tau_{i+1} - \tau_i$)

$$\left[A(\Theta, \vartheta_w(\xi^*), \Delta \tau) \right] \{ \chi \} = \left\{ B(\vartheta(\xi^*), \Delta \tau) \right\} \quad (13)$$

Zatem jeśli istnieje macierz odwrotna A^{-1} , to

$$\{ \chi \} = \left[A(\Theta, \vartheta_w(\xi^*), \Delta \tau) \right]^{-1} \left\{ B(\vartheta(\xi^*), \Delta \tau) \right\} \quad (14)$$

4. Wrażliwość rozwiązania zagadnienia odwrotnego na błędy pomiarowe

Każde równanie macierzowe postaci $A\chi = B$ można scharakteryzować za pomocą jego wrażliwości. Wrażliwość rozwiązania opisuje wpływ zaburzenia danych definiujących problem, tj. macierzy A i wektora B , na wartość rozwiązania χ . W obliczeniach uwzględniono błąd umiejscowienia termoelementu (macierz A traktujemy jako niezaburzoną). Założono, że termoelement może znajdować się w punktach $\xi = \xi^* \pm \delta \xi^*$, gdzie $\delta \xi^* = \frac{\delta r^*}{r_z}$. Pomiar temperatury obarczony jest losowym błędem, który jest funkcją czasu, oznaczamy go $\delta \vartheta(\xi^*, \tau_i)$. Funkcja ta przyjmuje wartości $\delta \vartheta(\xi^*, \tau_i) \in \left\langle -\frac{\delta T^*}{T_{\max}}, \frac{\delta T^*}{T_{\max}} \right\rangle$. Na podstawie wzorów (8) – (12) wyznaczono rozkład temperatury na brzegu walca przy wystąpieniu błędu zabudowy termoelementu i stochastycznego błędu pomiaru temperatury.

$$\begin{aligned} & \left[A(\Theta, \vartheta_w(\xi^*), \Delta\tau) \right] \{ \chi + \delta\chi(\delta\xi^*, \delta\vartheta, \tau) \} = \\ & = \{ B(\vartheta(\xi^*), \tau) + \delta B(\delta\xi^*, \delta\vartheta, \tau) \} \end{aligned} \quad (15)$$

Wówczas po odjęciu (13) od (15) mamy, że

$$\left[A(\Theta, \vartheta_w(\xi^*), \Delta\tau) \right] \{ \delta\chi(\delta\xi^*, \delta\vartheta, \tau) \} = \{ \delta B(\delta\xi^*, \delta\vartheta, \tau) \} \quad (16)$$

Zatem wektor rozkładu zaburzenia temperatury

$$\{ \delta\chi(\delta\xi^*, \delta\vartheta, \tau) \} = \left[A(\Theta, \vartheta_w(\xi^*), \Delta\tau) \right]^{-1} \{ \delta B(\delta\xi^*, \delta\vartheta, \tau) \} \quad (17)$$

gdzie, na podstawie (12), mamy

$$\begin{aligned} & \delta B_j(\delta\xi^*, \delta\vartheta) = \\ & = \frac{\vartheta(\xi^* \pm \delta\xi^*, \tau_{j+1}) + \delta\vartheta(\xi^*, \tau_{j+1}) - (\vartheta(\xi^* \pm \delta\xi^*, \tau_j) + \delta\vartheta(\xi^*, \tau_j))}{\tau_{j+1} - \tau_j} - \\ & - \frac{\vartheta(\xi^*, \tau_{j+1}) - \vartheta(\xi^*, \tau_j)}{\tau_{j+1} - \tau_j}, \quad j = 0, 1, \dots, i-1 \end{aligned} \quad (18)$$

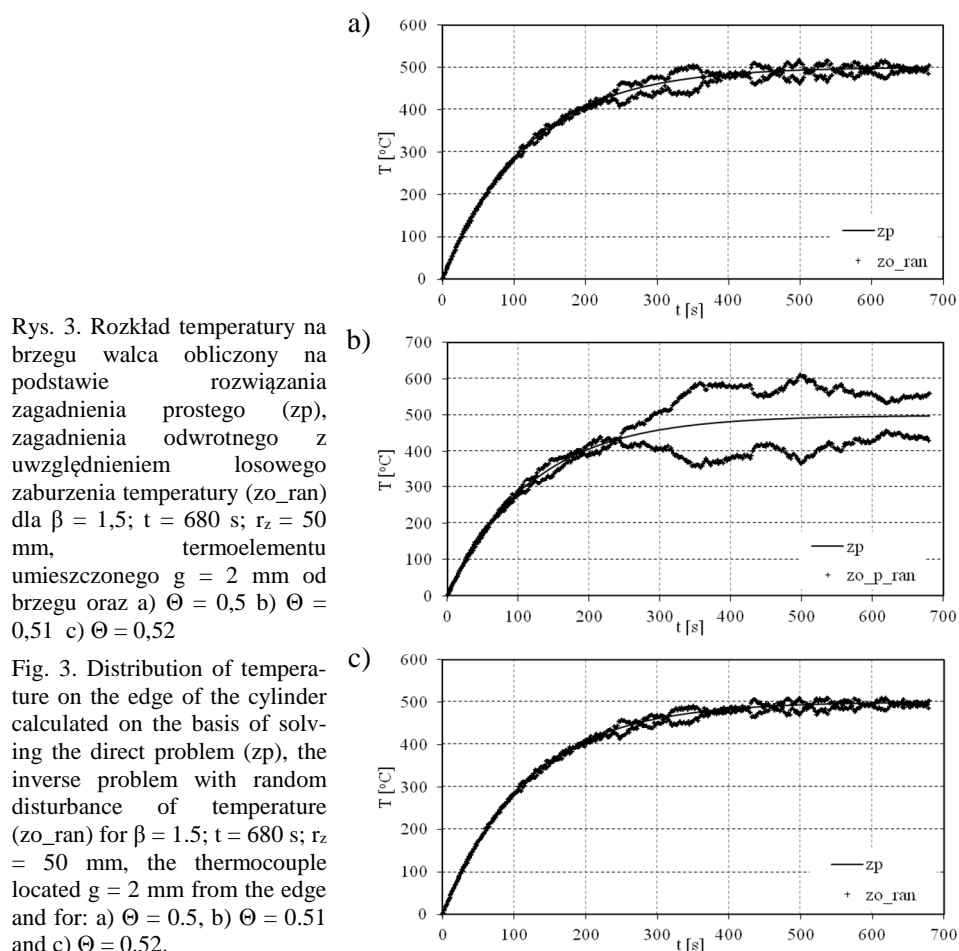
5. Przykład numeryczny

Przykładowe obliczenia wykonano dla walca o promieniu $r_z = 50$ mm, wykonanego ze stali niskowęglowej dla której gęstość $\rho = 7841$ kg/m³, ciepło właściwe $c = 456$ J/(kgK) oraz współczynnik przewodzenia ciepła $\lambda = 50,3$ W/(mK). Założono, dla przetestowania programu, że bezwymiarowy rozkład temperatury na brzegu elementu wyrażony jest za pomocą funkcji wykładniczej $f(\tau) = 1 - e^{-\beta\tau}$ gdzie, β jest współczynnikiem określającym tempo nagrzewania i dla analizowanego przykładu przyjęto $\beta = 1,5$. Przyjęte wartości odpowiadają przebiegom nagrzewania elementów w wielu procesach przemysłowych np. w procesie azotowania, a czas nagrzewania brzegu walca $t = 680$ s. Założono, że termoelement znajduje się 2 mm od brzegu walca, czyli na promieniu $r^* = r_z - 2$ mm = 48 mm ($\xi^* = 0,96$). Założono, że dokładność zabudowy termoelementu wynosi $\pm 0,5$ mm, a pomiar wykonywany jest z dokładnością 2,2 °C. W analizowanym przykładzie przyjęto wartości parametru całkowania splotu $\Theta = 0,5$; $\Theta = 0,51$ oraz $\Theta = 0,52$.

Rozkłady temperatury na brzegu elementu obliczone za pomocą zagadnienia prostego oraz zagadnienia odwrotnego z uwzględnieniem losowego

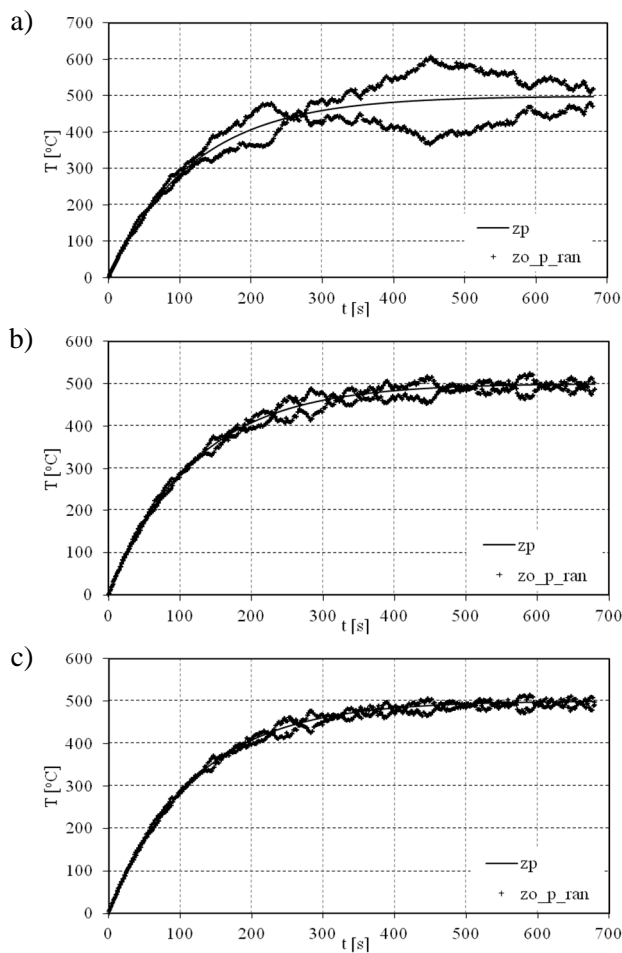
zaburzenia pomiaru temperatury przedstawiono na rysunku 3. Dla $\Theta = 0,5$ różnica między założoną temperaturą na brzegu oraz obliczoną za pomocą metody zagadnienia odwrotnego sięga ponad $120\text{ }^{\circ}\text{C}$ oraz wzrasta dla kolejnych jednostek czasu (rys. 3 a).

Znaczny wzrost błędu rozwiązania można zauważyć już po upływie 230 sekund od rozpoczęcia procesu nagrzewania. Wraz ze wzrostem Θ od wartości 0,5 do 0,52 odchylenie wartości obliczonych za pomocą zagadnienia odwrotnego od założonej funkcji rozkładu temperatury na brzegu walca znacznie maleje (rys. 3). Przy jednoczesnym uwzględnieniu błędu zabudowy termoelementu oraz stochastycznego zaburzenia pomiaru temperatury różnica pomiędzy obliczonymi, a założonymi wartościami temperatury na brzegu maleje ze wzrostem Θ od wartości 0,5 do 0,52 (rys. 4, 5). Zatem odpowiedni dobór Θ znacząco wpływa na wrażliwość rozwiązania.



Rys. 3. Rozkład temperatury na brzegu walca obliczony na podstawie rozwiązania zagadnienia prostego (zp), zagadnienia odwrotnego z uwzględnieniem losowego zaburzenia temperatury (zo_ran) dla $\beta = 1,5$; $t = 680\text{ s}$; $r_z = 50\text{ mm}$, termoelementu umieszczonego $g = 2\text{ mm}$ od brzegu oraz a) $\Theta = 0,5$ b) $\Theta = 0,51$ c) $\Theta = 0,52$

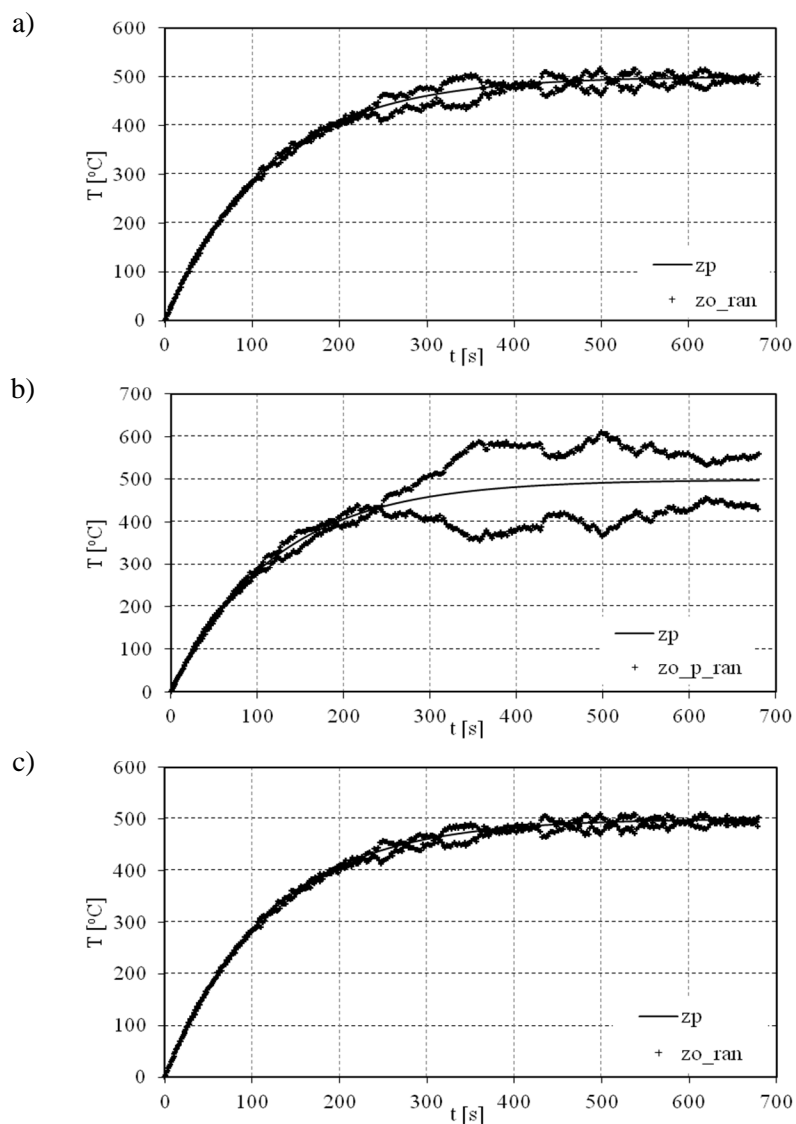
Fig. 3. Distribution of temperature on the edge of the cylinder calculated on the basis of solving the direct problem (zp), the inverse problem with random disturbance of temperature (zo_ran) for $\beta = 1.5$; $t = 680\text{ s}$; $r_z = 50\text{ mm}$, the thermocouple located $g = 2\text{ mm}$ from the edge and for: a) $\Theta = 0.5$, b) $\Theta = 0.51$ and c) $\Theta = 0.52$.



Rys. 4. Rozkład temperatury na brzegu walca obliczony na podstawie rozwiązania zagadnienia prostego (zp), zagadnienia odwrotnego z uwzględnieniem błędu położenia termoelementu ($r = r^* + \delta r^*$) i losowego zaburzenia temperatury (zo_p_ran) dla $\beta = 1,5$; $t = 680$ s; $r_z = 50$ mm, termoelementu umieszczonego $g = 2$ mm od brzegu oraz a) $\Theta = 0,5$ b) $\Theta = 0,51$ c) $\Theta = 0,52$

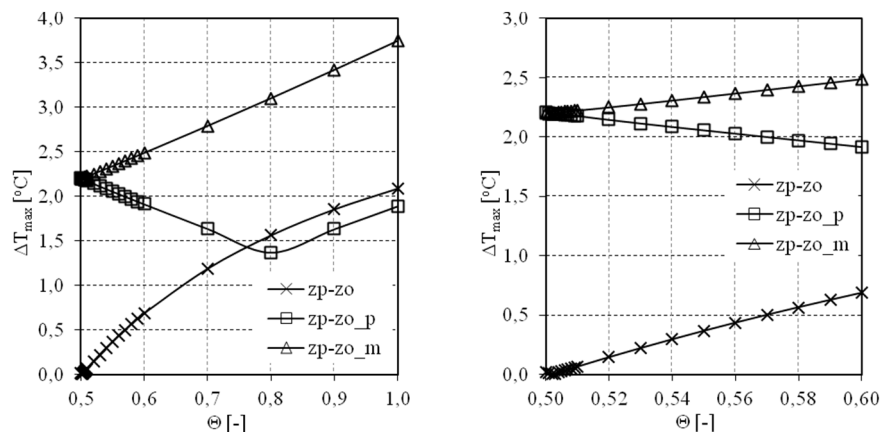
Fig. 4. Distribution of temperature on the edge of the cylinder calculated on the basis of solving the direct problem (zp), the inverse problem with the error of the thermocouple location ($r = r^* + \delta r^*$) and random disturbance of temperature (zo_p_ran) for $\beta = 1.5$; $t = 680$ s; $r_z = 50$ mm, the thermocouple located $g = 2$ mm from the edge and for: a) $\Theta = 0.5$, b) $\Theta = 0.51$ and c) $\Theta = 0.52$

Maksymalny błąd uzyskanego rozwiązania w znacznym stopniu zależy od wartości Θ . Dla $\Theta < 0,5$ rozwiązanie jest niestabilne. Natomiast dla $0,5 \leq \Theta \leq 1$ różnica pomiędzy temperaturą na brzegu obliczoną na podstawie rozwiązania zagadnienia prostego i odwrotnego wzrasta (rys. 6) do $2,2$ °C. Rozkład temperatury na brzegu przy uwzględnieniu błędu zabudowy $r = r^* + \Delta r^*$ najpierw maleje, a dla $\Theta > 0,8$ wzrasta osiągając do $2,2$ °C. Przy przesunięciu termoelementu w kierunku środka walca dla wzrastających wartości Θ błąd także wzrasta do $3,8$ °C. Na rysunku 7 pokazano zależność przedstawiającą maksymalne błędy rozwiązania podczas obliczeń uwzględniających stochastyczne zaburzenie pomiaru temperatury przy jednoczesnym uwzględnieniu błędu zabudowy. Wraz ze wzrostem Θ od wartości $0,5$ do 1 błąd maleje od blisko 120 °C do 6 °C. Najszybszy spadek występuje dla $0,5 \leq \Theta \leq 0,51$ (rys. 7 c).



Rys. 5. Rozkład temperatury na brzegu walca obliczony na podstawie rozwiązania zagadnienia prostego (zp), zagadnienia odwrotnego z uwzględnieniem błędu położenia termoelementu ($r = r^* - \delta r^*$) i losowego zaburzenia temperatury (zo_m_ran) dla $\beta = 1,5$; $t = 680$ s; $r_z = 50$ mm, termoelementu umieszczonego $g = 2$ mm od brzegu oraz a) $\Theta = 0,5$ b) $\Theta = 0,51$ c) $\Theta = 0,52$

Fig. 5. Distribution of temperature on the edge of the cylinder calculated on the basis of solving the direct problem (zp), the inverse problem with the error of the thermocouple location ($r = r^* - \delta r^*$) and random disturbance of temperature (zo_m_ran) for $\beta = 1.5$; $t = 680$ s; $r_z = 50$ mm, the thermocouple located $g = 2$ mm from the edge and for: a) $\Theta = 0.5$, b) $\Theta = 0.51$ and c) $\Theta = 0.52$



Rys. 6. Maksymalna różnica pomiędzy rozkładem temperatury na brzegu walca obliczona na podstawie rozwiązania zagadnienia prostego (zp) i zagadnienia odwrotnego przy uwzględnieniu błędu położenia termoelementu (zo_p , zo_m) dla $\beta = 1,5$; $t = 680$ s; $r_z = 50$ mm, termoelementu umieszczonego w odległości $g = 2$ mm od brzegu oraz dla $\Theta \in [0,5; 1]$ (z lewej); $\Theta \in [0,5; 0,6]$ (po prawej)

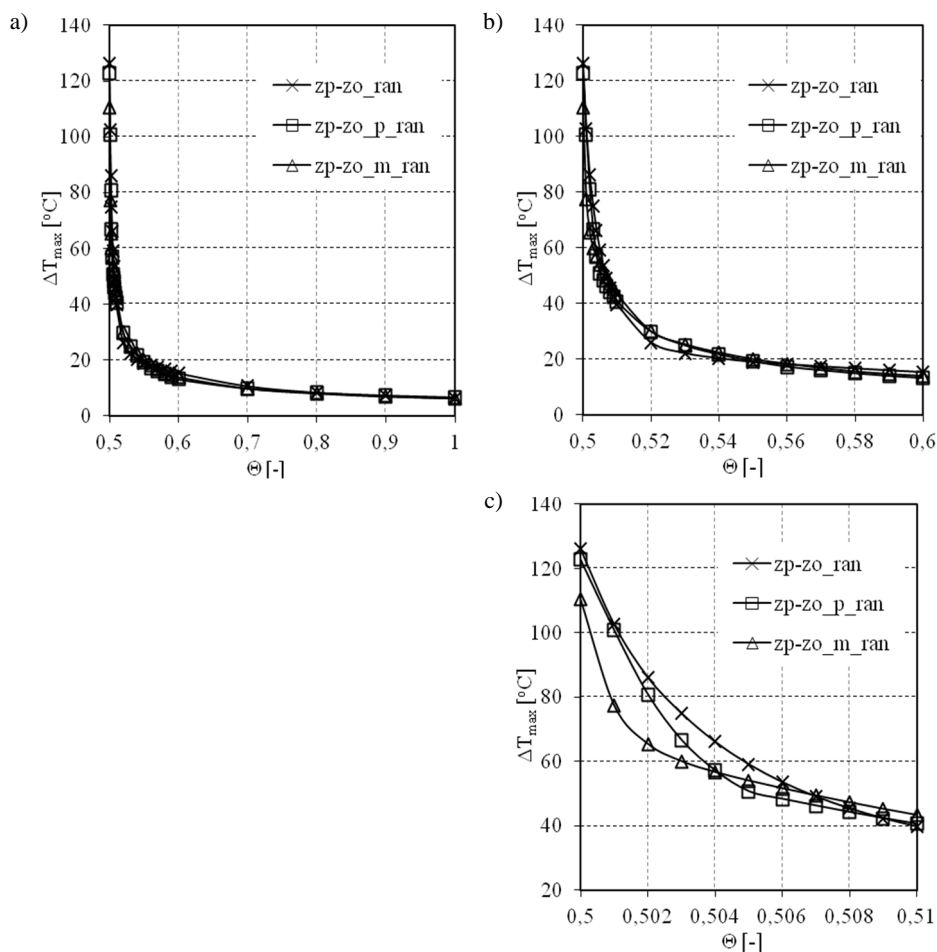
Fig. 6. The maximum difference between the distribution of temperature on the edge of the cylinder calculated on the basis of solving the direct problem (zp) and the inverse problem with the error of the thermocouple location (zo_p, zo_m) for $\beta = 1.5$; $t = 680$ s; $r_z = 50$ mm, the thermocouple located $g = 2$ mm from the edge and for $\Theta \in [0,5; 1]$ (left) $\Theta \in [0,5; 0,6]$ (right)

Wrażliwość rozwiązania równania macierzowego $A\chi = B$ na nieprecyzyjne umieszczenie termoelementu (błąd zabudowy) i stochastyczny błąd pomiaru temperatury w znacznym stopniu zależy od wartości Θ . Przy występowaniu losowego błędu pomiaru temperatury dla $\Theta = 0,5$ maksymalny błąd wyznaczonej temperatury na brzegu elementu ΔT_{max} wyniósł powyżej $120^\circ C$, natomiast dla $\Theta = 0,52$ $\Delta T_{max} \approx 25^\circ C$.

6. Podsumowanie

W pracy przedstawiono rozwiązanie zagadnienia odwrotnego równania przewodnictwa ciepła dla geometrii cylindrycznej. Badano wpływ parametru Θ (w całkowaniu splotu) na różnicę rozkładów temperatury na brzegu walca założonego w zagadnieniu prostym i obliczonego z zastosowaniem zagadnienia odwrotnego. Analizowano również wpływ parametru całkowania Θ na wrażliwość otrzymywanych wyników. Uwzględniono błąd zabudowy termoelementu oraz stochastyczny błąd pomiaru temperatury w walcu. Na podstawie przeprowadzonych badań wynika, że odpowiedni dobór wartości Θ

podczas całkowania numerycznego powoduje uzyskanie rozwiązania słabo wrażliwego na zaburzenia danych pomiarowych.



Rys. 7. Maksymalna różnica pomiędzy rozkładem temperatury na brzegu walca obliczonym na podstawie rozwiązania zagadnienia prostego (zp) i zagadnienia odwrotnego przy uwzględnieniu błędu położenia termoelementu i losowego zaburzenia temperatury (zo_p_ran, zo_m_ran) dla $\beta = 1,5$; $t = 680$ s; $r_z = 50$ mm, termoelementu umieszczonego w odległości $g = 2$ mm od brzegu oraz a) $\Theta \in [0,5; 1]$ b) $\Theta \in [0,5; 0,6]$ c) $\Theta \in [0,5; 0,51]$

Fig. 7. The maximum difference between the distribution of temperature on the edge of the cylinder calculated on the basis of solving the direct problem (zp) and the inverse problem with the error of the thermocouple location and random disturbance of temperature (zo_p_ran, zo_m_ran) for $\beta = 1,5$; $t = 680$ s; $r_z = 50$ mm, the thermocouple located $g = 2$ mm from the edge and a) $\Theta \in [0,5; 1]$ b) $\Theta \in [0,5; 0,6]$ c) $\Theta \in [0,5; 0,51]$

Literatura

- [1] Björck A., Dahlquist G.: Metody numeryczne, PWN, Warszawa 1983.
- [2] Ciałkowski M.: Sekwencyjna i globalna metoda rozwiązania zagadnienia odwrotnego dla równania przewodnictwa ciepła, XIII Sympozjum Wymiany Ciepła i Masy, 2007.
- [3] Ciałkowski M.: Wybrane metody i algorytmy rozwiązywania zagadnienia odwrotnego dla równania przewodnictwa ciepła, Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, Poznań 1996.
- [4] Ciałkowski M., Grysa K.: A sequential and global method of solving an inverse problem of heat conduction equation, *J. Theor. Applied Mech.*, 48 (2010) 111-134.
- [5] Ciałkowski M.J., Grysa K.W.: On a Certain Inverse Problem of Temperature and Thermal Stress Fields, *Acta Mechanica* 36 (1980) 169-185.
- [6] Duda P.: Eksperymentalna weryfikacja metody rozwiązywania odwrotnego problemu przewodzenia ciepła, *ZN PRz* 290, *Mechanika*, 86 (2014) 191-198.
- [7] Guz E., Kącki E.: Pola temperatury w ciałach stałych, PWN, Warszawa 1967.
- [8] Chen H-T., Wu X-Y.: Investigation of heat transfer coefficient in twodimensional transient inverse heat conduction problems using the hybrid inverse scheme, *Int. J. Numer. Meth. Engng.*, 73 (2008) 107-122.
- [9] Joachimiak M., Ciałkowski M.: Optimal choice of integral parameter in a process of solving the inverse problem for heat equation, *Arch. Thermodyn.*, 35 (2014) 265-280.
- [10] Joachimiak M., Ciałkowski M.: Stabilna metoda rozwiązania brzegowego zagadnienia odwrotnego dla niestacjonarnego równania przewodnictwa ciepła, rozdział w: *Analiza systemów energetycznych*, pod redakcją: B. Węglowskiego i P. Dudy, Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, Kraków 2013.
- [11] Kącki E., Siewierski L.: Wybrane działy matematyki wyższej z ćwiczeniami, PWN, Warszawa 1985.
- [12] McLachlan N.W.: Funkcje Bessela dla inżynierów, PWN, Warszawa 1964.
- [13] Sokała M.: Metoda analityczno-numeryczna rozwiązywania zagadnień przewodnictwa ciepła z zastosowaniem funkcji cieplnych i operacji odwrotnych, praca doktorska, Politechnika Poznańska, Poznań 2004.
- [14] Taler J., Duda P.: Rozwiązywanie prostych i odwrotnych zagadnień przewodzenia ciepła, WNT, Warszawa 2003.
- [15] Taler J., Zima W.: Solution of inverse heat conduction problems using control volume approach, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 42 (1999) 1123-1140.
- [16] Wiśniewski S.: Pomiary temperatury w badaniach silników i urządzeń cieplnych, WNT, Warszawa 1983.

SOLUTION OF THE INVERSE PROBLEM WITH NUMERICAL INTEGRATION OF CONVOLUTION

S u m m a r y

An inverse problem for the linear unsteady heat conduction equation in a cylinder was solved in this paper. The solution was obtained using the Laplace transform and was presented as a convolution of functions. To integrate the convolution the parameter Θ was used. The influence of the value of this parameter on the sensitivity of the solution of inverse problem was examined. The influence of the error of thermocouple installation and the stochastic error of temperature measurement on the error of temperature distribution on the cylinder edge was taken into account during the tests.

Keywords: inverse problem, heat conduction, sensitivity of solution

DOI: 10.7862/rm.2015.31

Otrzymano/received: 24.03.2015 r.

Zaakceptowano/accepted: 22.06.2015 r.

Stanisław KUT¹
Grażyna RYZIŃSKA²
Bernadetta NIEDZIAŁEK³

UPSETTING OF ELASTOMERIC MATERIAL. THE RESULTS OF NUMERICAL AND EXPERIMENTAL INVESTIGATIONS

This paper presents the results of research aimed at verifying the effectiveness of six selected models of elastomeric materials in which the constants were determined based on the uniaxial tension test. The effectiveness of the selected models (Neo-Hookean, Mooney with two and three constants, Signorini, Yeoh, Ogden) was determined based on a comparison between the results obtained in the experimental upsetting of an elastomeric cylinder and numerical FEM calculations for each model. Cyclic uniaxial tension testing of elastomer samples was employed to determine the stress-strain characteristic for the 18th load cycle. Material constant values were then calculated for each of the studied models based on this characteristic, with simulation of the upsetting process performed using the MARC/Mentat software program.

Keywords: elastomers, material models, upsetting, FEM simulation

1. Introduction

The majority of sheet metal forming processes are carried out using elastomeric tools. Indeed, taking into account only the aviation industry, it has been estimated that about 60% of all sheet metal parts are manufactured via the use of rubber tools [1, 2]. Natural rubbers and elastomers are employed to produce flexible tools used in various technological shaping operations, including drawing, punching and bending. In addition, thanks to their small dimensions and the possibility of obtaining high forces with little deformation, elastomer coil springs have effectively eliminated conventional dies from production. For this

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Stanisław Kut, Rzeszow University of Technology, 12 Powstańców Warszawy Ave., 35-959 Rzeszów, tel. 17 865 1558, e-mail: stan_kut@prz.edu.pl

² Grażyna Rzyńska, Rzeszow University of Technology, e-mail: grar@prz.edu.pl

³ Bernadetta Niedziałek, Pratt & Whitney AeroPower Rzeszów, e-mail: Bernadetta.Niedzialek@pw.utc.com

reason, they are also generally used in the construction of punches for hold-down products [2].

For reasons of security and the specialist nature of the production process, the aviation industry requires high levels of both reliability and quality. Therefore, taking into account the various factors and resources of production, the aviation technologist faces a major challenge that requires strong knowledge of the various methods available with which to shape sheet metal. To be able to produce high quality products at the same time as reducing costs and maximising profits, aviation companies typically employ computer simulation during process and product design, which has limited or in some cases superseded the costly trial and error method. However, the effectiveness of computer modelling depends primarily on the adoption of appropriate material models and accurate knowledge of material constants, both of which must be established on the basis of appropriate experimental studies. According to the scientific literature, the correct determination of material constants for elastomers is based on four material tests [3]: the uniaxial tension test, biaxial tension test, planar shear or planar tension test and simple shear test. In practice, performing these tests requires the use of specialised equipment and well-prepared samples. For this reason, the constant supply of elastomers required for the modelling industry is frequently very difficult to achieve and occasionally even impossible. Therefore, the general aim of the research community is to develop material models together with constants that will allow the accurate modelling and subsequent formation of a sheet metal shaping tool or hold-down, without the need for expensive experiments. As the vast majority of elastomeric tools and springs used in presswork are cyclically compressed, the primary test that should be applied first when determining material constants is the uniaxial tension test, which can be performed on a standard testing machine without the need for specialist equipment (tooling). The specific motivation for undertaking the present research was the increasing modelling needs of most technological processes in the industry, characterised as they are by the usage of rubber and elastomers of various properties, and the difficulties of establishing the associated material constants.

The aim of the present paper was to analyse the effectiveness of six selected models of elastomeric materials for which the material constants were determined on the basis of a single material test: the uniaxial tension test.

2. Elastomer material tools

Elastomers are widely used in many industries because of their availability, low cost, good formability, efficient damping, energy absorption capacity and long life. Elastomers are a unique material that can be subject to large deformation that is not directly proportional to the required load. Various types of material model have been developed with which to describe elastomer behaviour. For the purpose of the present study, the following six models were select-

ed for analysis: Neo-Hookean, Mooney (2) (with two constants), Mooney (3) (with three constants), Signorini, Yeoh and Ogden (with number of components $N = 1, 2$ and 3). The Neo-Hookean model, which is used mostly for modelling materials undergoing tension testing, is one of the simplest models employed to describe hyperelastic elastomeric materials. The strain energy function for this model takes the form:

$$W = C_{10}(\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 - 3) \quad (1)$$

where: $\lambda_i = 1 + \varepsilon_i$; and $\varepsilon_i = \left(\frac{\Delta L_i}{L_i}\right)$ - contractual strain.

The incompressibility assumption: $\lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 = 1$. The equations for stress and shear stress take the form:

$$\sigma = \frac{\partial W}{\partial \lambda} = \sigma(\varepsilon); \quad \tau = \frac{\partial W}{\partial \lambda} = G\gamma \quad (2)$$

As the Neo-Hookean model is inefficient for the modelling of biaxial stress, the latter is typically calculated via the Mooney model, also known as the Mooney-Rivlin model. These models differ from the Neo-Hookean as their formulae include two or three material constants that must be determined on the basis of appropriate experimental study. The basic premise of these models is the assumption of incompressibility and isotropy, as well as the assumption of the validity of Hooke's law in the state of pure shear. The dependence of the function describing the strain energy for the Mooney model takes the form:

$$W = C_1(\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 - 3) + C_2\left(\frac{1}{\lambda_1^2} + \frac{1}{\lambda_2^2} + \frac{1}{\lambda_3^2} - 3\right) \quad (3)$$

For pure shear:

$$W = (C_1 + C_2)\left(\lambda_1^2 + \frac{1}{\lambda_1^2} - 2\right) = (C_1 + C_2)\gamma^2 \quad (4)$$

$$\tau = \frac{dW}{d\gamma} = 2(C_1 + C_2)\gamma \quad (5)$$

Hence: $G = 2(C_1 + C_2)$

$$\sigma = 2\left(\lambda - \frac{1}{\lambda^2}\right)(C_1 + \frac{C_2}{\lambda}) \quad (6)$$

Using the tensor formula:

$$I_1 = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 \quad (7)$$

$$I_2 = \lambda_1^2 \lambda_2^2 + \lambda_2^2 \lambda_3^2 + \lambda_3^2 \lambda_1^2 \quad (8)$$

$$I_3 = \lambda_1^2 \lambda_2^2 \lambda_3^2 \quad (9)$$

where: I_1, I_2, I_3 are strain invariants.

From the assumption of incompressibility, $I_3 = 0$ and hence $W = W(I_1, I_2)$. For the Mooney-Rivlin model, the strain-energy equation based on the above assumptions is shown below:

$$W = C_{10}(I_1 - 3) + C_{01}(I_2 - 3) \quad (10)$$

while the strain-energy function in Mooney-Rivlin material model with three parameters is as follows:

$$W = C_{10}(I_1 - 3) + C_{01}(I_2 - 3) + C_{11}(I_1 - 3)(I_2 - 3) \quad (11)$$

The Signorini model is a modification of the Mooney-Rivlin model in which the strain energy function for three material constants takes the form:

$$W = C_{10}(I_1 - 3) + C_{01}(I_2 - 3) + C_{20}(I_1 - 3)^2 \quad (12)$$

The Yeoh model is applicable to a considerably larger range of deformation, with the strain energy function written as:

$$W = C_{10}(I_1 - 3) + C_{20}(I_1 - 3)^2 + C_{30}(I_1 - 3)^3 \quad (13)$$

Finally, the Ogden model is often used to model non-linear stress-strain, mainly for rubber components with low compressibility. This model differs from the others described above as it has a number of variants based on the number of ingredients in the function [3].

$$W = \sum_{n=1}^N \frac{\mu_n}{\alpha_n} \left[J^{-\frac{\alpha_n}{3}} (\lambda_1^{\alpha_n} + \lambda_2^{\alpha_n} + \lambda_3^{\alpha_n}) - 3 \right] + 4,5K [J^{1/3} - 1]^2 \quad (14)$$

where: μ_n, α_n are material constants; and $J = \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3$.

3. Uniaxial tension test

The typical dumbbell samples used in the cyclic tensile tests were 5 mm thick and 10 mm wide, and were composed of an elastomer with a hardness of 90 °ShA (Fig. 1a). Tension testing was performed on a Zwick/Z030 ROELL testing machine, whose workspace and a tension sample is shown in Fig. 1b. Sample stress-strain characteristics were obtained after 18 load cycles (Fig. 2), with the values then inserted into the MARC/Mentat 2014 commercial software program. Based on these stress-strain characteristics, material constants were

calculated for each of the tested models: Neo-Hookean, Mooney with two and three constants, Signorini, Yeoh and Ogden, as shown in Tables 1 and 2.

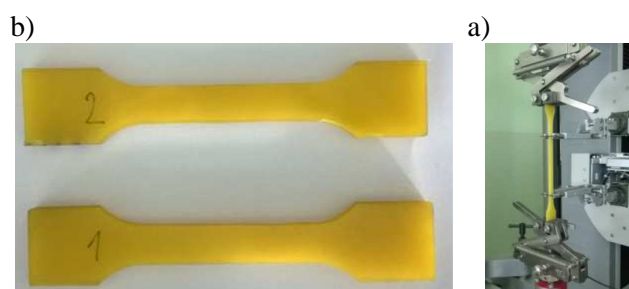


Fig. 1. Samples used in the uniaxial tension tests (a) and sample during the uniaxial tension test (b)

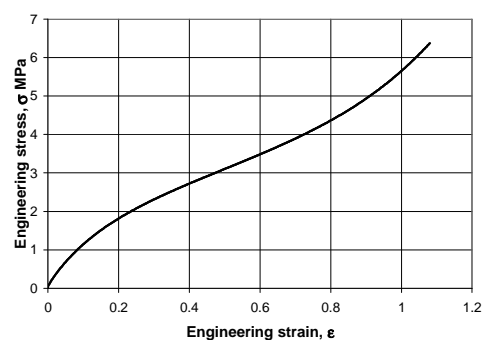


Fig. 2. Stress-strain curve for the 18th load cycle

Table 1. Material constants obtained from the uniaxial tensile test for phenomenological models

No.	Model name	Material constants				
		C_{10}	C_{01}	C_{11}	C_{20}	C_{30}
I	NEO-HOOKEAN	1.568	-	-	-	-
II	MOONEY (2)	0.787	1.226	-	-	-
III	MOONEY (3)	-2.89	5.523	0.779	-	-
IV	SIGNIORINI	-1.877	4.414	-	0.326	-
V	YEOH	1.958	-	-	-0.484	0.135

Table 2. Material constants obtained from the uniaxial tensile test for the Ogden model

No.	Model name	Number of components	Material constants	
			Modulus μ_n	Exponent α_n
VI	OGDEN	1	-1.7794	-5.1831
			-1.184	3.706
		2	-2.246	-7.103
			96.7923	-0.12575
			-0.14822	3.09525
			-5.46016	-4.42401

4. Cyclic upsetting test

In order to obtain experimental data necessary to verify the results of the numerical calculations, pre-prepared samples were subjected to cyclic upsetting tests using a Zwick/Z030 ROELL testing machine. The tested samples were cylindrical, with diameter $d = 11.8$ mm and height $h_0 = 19$ mm (Fig. 3a). In order to eliminate the impact of sliding friction and to stabilise contact conditions, sandpaper was inserted between the contact surfaces of the sample and the upsetting tool (Fig. 3b). Force characteristics were obtained for the same load cycle as in the uniaxial tension tests, with these values then used to analyse the convergence of the results obtained using the selected material model.

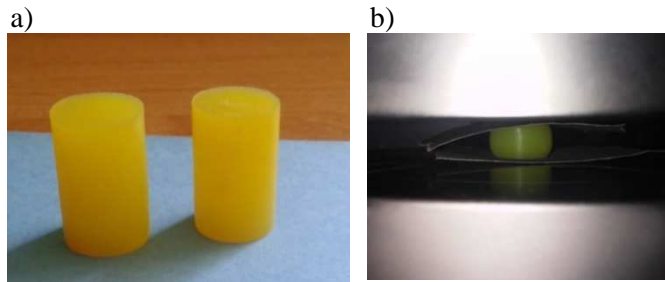


Fig. 3. Elastomeric samples: a) before upsetting, b) during upsetting to 65%

5. Numerical modelling of the upsetting process

A numerical simulation of the upsetting process was performed using MSC MARC/Mentat 2014 in order to analyse nonlinear and contact issues. The numerical model was constructed based on the experimental model. Due to the usage of sandpaper between the sample surface and tool, a "glue" was assumed applied at the contact. The sample model was performed based on discretisation on 32832 hex8 finite elements of type 84 [4]. In the simulation, the sample was upset by three-quarters of its height as in the experiment. Deformation during the upsetting of the elastomeric sample was calculated using the following equation:

$$\varepsilon_h = \left(1 - \frac{h_1}{h_0}\right) \cdot 100\% = \frac{s}{h_0} \cdot 100\% \quad (15)$$

In this case $\varepsilon_h = 65\%$, where h_1 is the height of the sample after deformation, h_0 is the initial sample height and s is the movement of the upsetting tool.

6. Convergence analysis of numerical simulation experiment

In order to compare the simulation results for each of the material models with the experimental results, a graph was created summarising the experimental

force as a function of the degree of sample deformation and the calculated courses for the examined material models (Fig. 4).

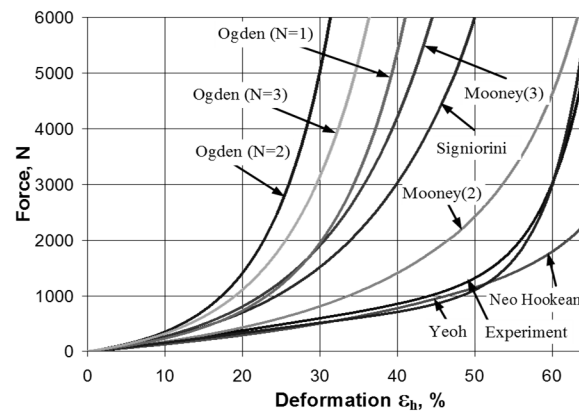


Fig. 4. Experimental and calculated characteristics of the upsetting force as a function of sample deformation for each of the models tested

Analysis of the chart above reveals that the choice of material model has a huge impact on the convergence of the numerical simulation with the conducted experiment. Model efficacy can be characterised in terms of two categories. The first includes those material models that display almost complete correlation in the specified range of deformation. In the range $\varepsilon_h = 0$ to 17%, the Mooney (2) model output followed the experimental results almost exactly, followed by the Yeoh $\varepsilon_h = (0-12\%)$ and Neo-Hookean $\varepsilon_h = (0-6\%)$ models. The remaining models were poorly correlated with the experimental results at values of $\varepsilon_h > 2\%$. The second category concerns the comparison of the models with the greatest correlation as across the total range of possible deformation. This condition was met best by the following models: Yeoh, $\varepsilon_h = (0-62\%)$ and Neo-Hookean, $\varepsilon_h = (0-45\%)$. The remaining models, especially the Ogden, Signorini and Mooney, exhibited a large discrepancy between simulation and experimental data.

7. Conclusions

The presented results demonstrate that the selection of elastomer material model has a significant impact on the convergence between simulation and experimental studies. Here we have shown that such correlation is highly dependent on the degree of upset, expressed in terms of the amount of deformation ε_h . Therefore, when modelling technological issues associated with the usage of flexible tools, it is essential to take the material model selected into account, whose convergence with experimental data must be at least satisfactory with respect to distortion occurring during the actual production process.

The present research has shown that for the modelling of elastomeric cylinder upsetting in a deformation range of 62%, the best results were obtained by the Yeoh model. Based on the obtained data, it can thus be concluded that although setting constants in elastomer material models based solely on one material test (e.g. the uniaxial tension test) can provide satisfactory results, the appropriate material model for the actual amount of deformation must be selected.

References

- [1] Ali A., Hosseini M., Sahari B.B.: A review of constitutive models for Rubber-Like materials, *American J. Eng. Applied Sci.*, 3 (2010) 232-239.
- [2] Ramezani M., Rapin Z. M.: *Rubber-pad forming processes: Technology and applications*. Woodhead Publishing, 2012.
- [3] MSC.Software: *Nonlinear Finite Element Analysis of Elastomers*.
- [4] MSC.Software, MSC.Marc, vol. B, *Element Library*, ver. 2014.

SPĘCZANIE MATERIAŁU ELASTOMEROWEGO. WYNIKI BADAŃ NUMERYCZNYCH I EKSPERYMENTALNYCH

Streszczenie

W pracy przedstawiono wyniki badań mających na celu sprawdzenie skuteczności sześciu wybranych modeli materiałów elastomerowych, w których stałe wyznaczone na podstawie próby jednoosiowego rozciągania. Skuteczność wybranych modeli materiałowych (Neo-Hookean, Mooney z dwiema i trzema stałymi, Signiorini, Yeoh, Ogden) określano na podstawie porównania wyników uzyskanych w eksperymentalnej próbie spęczania elastomerowego walca z wynikami obliczeń numerycznych MES przeprowadzonymi dla poszczególnych modeli. Na podstawie cyklicznej próby jednoosiowego rozciągania elastomerowej próbki sporządzono charakterystykę naprężenie-odkształcenie dla 18-tego cyklu obciążenia. W oparciu o otrzymaną charakterystykę obliczono wartości stałych materiałowych dla badanych modeli oraz wykonano symulacje procesu spęczania z wykorzystaniem systemu MARC/Mentat.

Słowa kluczowe: elastomery, modele materiałowe, spęczanie, symulacja MES

DOI: 10.7862/rm.2015.32

Otrzymano/received: 2.10.2015 r.

Zaakceptowano/accepted: 25.11.2015 r.

Witold NIEMIEC¹
Marta WÓJCIK²

MOŻLIWOŚCI WYKORZYSTANIA KOMUNALNYCH OSADÓW ŚCIEKOWYCH W WYBRANYCH OCZYSZCZALNIACH

Osady ściekowe wytwarzane w oczyszczalniach ścieków są bogatym źródłem substancji organicznych oraz mineralnych poprawiających właściwości i strukturę gleby. Coraz większa ilość powstających osadów ściekowych skutkuje wprowadzaniem nowych rozwiązań technologicznych mających na celu ich dalsze zagospodarowanie. Opracowanie przedstawia przegląd urządzeń mających zastosowanie w dawkowaniu osadów do gleby w postaci stałej i ciekłej oraz urządzenie do poboru próbek wody infiltrującej w warunkach polowych. Artykuł zawiera również charakterystykę osadów ściekowych oraz sposoby ich zagospodarowania na przykładzie wybranych oczyszczalni ścieków w województwie podkarpackim. W opracowaniu zwrócono także uwagę na wady oraz zalety związane z wprowadzaniem osadów ściekowych do gruntu.

Słowa kluczowe: komunalne osady ściekowe, nawożenie, higienizacja, oczyszczalnia ścieków

1. Sposoby wykorzystania osadów ściekowych

W ostatnich dziesięcioleciach nastąpił znaczny wzrost ilości powstających osadów ściekowych, spowodowany oddaniem do eksploatacji nowych oraz modernizacją obecnie działających oczyszczalni ścieków, a także objęciem zbiorowym systemem odbioru ścieków coraz większej liczby mieszkańców, zwłaszcza terenów wiejskich oraz rozproszonych. Na podstawie zapisów Krajowego Planu Gospodarki Odpadami (KPGO) 2014 oraz prognoz demograficznych przewiduje się, że w 2018 r. w kraju zostaną wytworzone osady ściekowe w ilości 706,6 tys. Mg s.m [1]. Osady ściekowe stanowią 1-2 % objętości oczyszczanych ścieków, dlatego ich przetwarzanie i zagospodarowanie traktowane jeszcze niedawno jako zadanie drugorzędne w stosunku do oczyszczania ścieków, szybko zaczęło nabierać znaczenia równorzędnego [2]. Stosowanie ustabilizowanych osadów ściekowych w rolnictwie jest w wielu krajach Unii Europejskiej preferowanym

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Witold Niemieć, Politechnika Rzeszowska, Al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 865 1504, e-mail: wniemiec@prz.edu.pl

² Marta Wójcik, Politechnika Rzeszowska

oraz najbardziej rozpowszechnionym sposobem ich zagospodarowania. Podstawowym warunkiem umożliwiającym wykorzystanie osadów ściekowych jest zapewnienie bezpieczeństwa sanitarnego podczas ich stosowania [3].

Prawidłowe wykorzystanie wartości nawozowej i glebotwórczej osadów ściekowych przynosi korzyści z uwagi na obecność w osadach związków organicznych zawierających: azot, fosfor, wapń, magnez, niezbędnych do prawidłowego wzrostu roślin. Literatura [4] wyróżnia pięć głównych grup właściwości osadów ściekowych, mających wpływ na ich dalsze zagospodarowanie: fizyczne, chemiczne, sanitarne, technologiczne oraz reologiczne, przy czym najważniejsze z punktu widzenia ich późniejszego wykorzystania są cechy sanitarne. W osadach ściekowych zawarte są znaczne ilości wirusów, bakterii, pierwotniaków, a także jaja helminatów oraz inne organizmy chorobotwórcze. Ważnym kryterium ograniczającym możliwość późniejszego wykorzystania osadów ściekowych jest obecność metali ciężkich, ograniczającym ich zastosowanie do celów rolniczych. Metale ciężkie powinny być kontrolowane w przypadku składowania osadów na kwaśnych podłożach z uwagi na wymywanie toksycznych składników oraz ich przedostawanie się do gleby [6]. Kolejną cechą wpływającą na wykorzystywanie osadów ściekowych w rolnictwie jest zawartość związków biogenych. Obecność związków humusowych oraz substancji niezbędnych do wzrostu roślin powoduje, że osady ściekowe traktowane są jako wartościowy nawóz, z powodzeniem zastępujący dotychczas stosowane nawozy mineralne.

W Polsce stosuje się trzy główne metody zagospodarowania osadów ściekowych: składowanie, wykorzystywanie do celów rolniczych i przyrodniczych oraz metody termiczne. Zgodnie z Rozporządzeniem Ministra Gospodarki z dnia 8 stycznia 2013 r. w sprawie kryteriów oraz procedur dopuszczania odpadów do składowania na składowisku odpadów danego typu [5], od 1 stycznia 2016 roku będzie obowiązywać w kraju zakaz składowania osadów ściekowych na składowiskach odpadów. Z tego względu szczególnie popularne staje się rolnicze wykorzystanie osadów ściekowych z użyciem wapna. Wapnowanie jest jedną z najpopularniejszych metod higienizacji osadów ściekowych. Kontakt osadów z wapnem eliminuje prawie całkowicie większość bakterii, wirusów oraz jaja *Ascaris*. Literatura [8] podaje, że orientacyjna dawka wapna przypadająca na jeden kilogram osadów o uwodnieniu 98% wynosi odpowiednio 7 kg CaO/kg sm. Proces odkażania osadów ściekowych za pomocą wapna jest procesem egzotermicznym, przebiegającym w zhomogenizowanej mieszaninie przy odczynie pH = 12 oraz przy temperaturze co najmniej 5°C dla zainicjowania reakcji chemicznej, w czasie 75 minut. Podstawę procesu stanowi reakcja hydratacji tlenku wapna:



W jednorodnej mieszaninie reakcyjnej, wapno palone reaguje z wodą zawartą w osadzie ściekowym. Wapno palone pochłania nawet do 32 % wody w stosunku do swojej masy, co jest przyczyną znacznego odwodnienia osadu przy

jednoczesnym wzroście temperatury. Efektem higienizacji osadów ściekowych wapnem jest gotowy bioprodukt mający zastosowanie w rolnictwie jako środek poprawiający strukturę gleby [8]. Proces higienizacji osadów ściekowych wymaga zastosowania nowych technologii i urządzeń umożliwiających produkcję wcześniej wspomnianego nawozu. Działania w zakresie wykorzystania osadów ściekowych w rolnictwie prowadzone są między innymi w oczyszczalniach ścieków w Sędziszowie Małopolskim oraz w Świlczy.

2. Gospodarka osadami na oczyszczalni ścieków w Sędziszowie Małopolskim

Oczyszczalnia ścieków w Sędziszowie Małopolskim przystosowana jest do oczyszczania ścieków o ładunku zanieczyszczeń na poziomie 18 000 RLM, dopływających z obszaru o stosunkowo niskim stopniu uprzemysłowienia. Oczyszczalnia umożliwia mechaniczno-biologiczne oczyszczanie ścieków, wykorzystując fizyczne oraz biochemiczne procesy z udziałem osadu czynnego. W oczyszczalni oczyszcza się około 450 000 m³ ścieków rocznie, co pozwala uzyskać ponad 1000 Mg/rok uwodnionych komunalnych osadów ściekowych [9]. W ostatnich latach oczyszczalnia w Sędziszowie została zmodernizowana i wyposażona w urządzenia poprawiające efekt oczyszczania ścieków oraz higienizacji osadów ściekowych. Zastosowana technologia zapewnia wymagany stopień oczyszczania ścieków, co pozwala na odprowadzeniu ich do rzeki Budzisz. Po opuszczeniu ostatniego ogniwa technologii oczyszczania ścieków, na terenie oczyszczalni rozpoczyna się przeróbka osadów oparta na procesach: zagęszczania, stabilizacji oraz higienizacji. Osad nadmierny z oczyszczalni ścieków w Sędziszowie Małopolskim poddawany jest procesowi zagęszczania w zagęszczaczu grawitacyjnym. Podczas zagęszczania z osadu zostaje usunięty nadmiar wody, a osad ulega stabilizacji tlenowej celem unieszkodliwienia organizmów patogennych oraz nadmiernych ilości substancji organicznych. Następnie, ustabilizowany tlenowo osad poddawany jest odwadnianiu na mechanicznej prasie taśmowej z zastosowaniem polielektrolitu, który ma na celu usprawnienie prowadzonego na prasie procesu odwadniania.

W oczyszczalni ścieków w Sędziszowie Małopolskim proces aglomeracji oraz higienizacji komunalnych osadów ściekowych odbywa się z wykorzystaniem poziomej jednowałowej mieszarki, przystosowanej do ciągłej pracy. Instalacja z użyciem mieszarki zbudowana jest z układów mieszania, transportu oraz dozowania osadów i wapna. Osad ściekowy pobierany jest z prasy, a następnie za pomocą dwóch zwałowych podajników ślimakowych podawany jest do mieszalnika. Mieszarka wyposażona jest dodatkowo w mikrodozownik pozwalający na precyzyjne określenie wymaganej dawki wapna. W mieszarce zachodzi proces egzotermiczny, polegający na reakcji między wodą zawartą w osadzie ściekowym a tlenkiem wapnia celem osuszenia osadu i utworzenia jednorodnego aglomeratu. Zastosowana na oczyszczalni ścieków mieszarka pracuje na zasa-

dzie mechanicznej fluidyzacji produktu. Odpowiedni kształt oraz prędkość obrotowa narzędzi mieszających wytwarzają ruch wirowy odśrodkowy w celu uzyskania złoża fluidalnego mieszaniny wapna i osadu. Zjawisko to powoduje powstanie jednorodnej mieszaniny, która ulega procesowi higienizacji oraz aglomeracji. Mieszarka jednowałowa umożliwia turbulентne mieszanie cząstek o różnej gęstości oraz wielkości w stosunkowo krótkim czasie. Powstały w wyżej wymienionym procesie produkt transportowany jest przENOŚnikiem taśmowym na zadaszony, wybetonowany plac na zewnątrz budynku, umożliwiający odprowadzenie powstałych odcieków do kanalizacji wewnętrznej oczyszczalni. Parametry osadu poddawanego procesowi higienizacji według starej technologii prowadzonej na oczyszczalni oraz osadu po procesie higienizacji i aglomeracji zgodnie ze zmodernizowaną technologią zestawiono w tabeli (tab. 1). Proces higienizacji pozwala rocznie wyprodukować około 2000 Mg organiczno-mineralnego środka poprawiającego właściwości gleby o nazwie „FLORANEKS”. W procesie higienizacji oraz aglomeracji osadów ściekowych zużywa się średnio 400 kg wapna w stosunku do 1 tony osadów, dlatego „FLORANEKS” wpływa odkwaszająco na glebę, oraz stanowi źródło fosforu, azotu i magnezu. Produkt zalecany jest dla wszystkich rodzajów gleb. Należy zaznaczyć, że środek nie może być wykorzystywany na łąkach oraz pastwiskach z uwagi na obecność zwierząt hodowlanych.

Tabela 1. Parametry osadu ściekowego w oczyszczalni ścieków w Sędziszowie Małopolskim

Table 1. The parameters of sewage sludge in the sewage-treatment plant in Sędziszów Małopolskim

Lp.	Parametr	Jednostka	Osad po higienizacji według starej technologii	Osad po higienizacji i aglomeracji według nowej technologii
1.	Odczyn	pH	13,00	12,50
2.	Sucha masa	%	17,00	63,00
3.	Substancja organiczna	% s.m.	55,90	wysoka
4.	Azot ogólny	% s.m.	4,96	2,43
5.	Azot amonowy	% s.m.	0,09	0,03
6.	Wapń	% s.m.	12,06	41,90
7.	Magnez	% s.m.	0,92	0,49
8.	Fosfor ogólny	% s.m.	1,65	0,30
9.	Ołów	mg/kg s.m.	<15,00	30,00
10.	Chrom	mg/kg s.m.	30,00	20,00
11.	Miedź	mg/kg s.m.	135,00	32,00
12.	Nikiel	mg/kg s.m.	16,00	33,00
13.	Kadm	mg/kg s.m.	<1,00	2,70
14.	Cynk	mg/kg s.m.	330,00	108,00
15.	Rtęć	mg/kg s.m.	0,24	0,08
16.	Bakterie chorobotwórcze Salmonella	obecność bakterii/ 100g	nie wyizolowano	nie wyizolowano
17.	Żywe jaja pasożytów	ilość/ kg s.m.	nie wykryto	nie wykryto

Źródło: opracowanie własne na podstawie danych udostępnionych przez Oczyszczalnię Ścieków w Sędziszowie Małopolskim

3. Gospodarka osadami w oczyszczalni ścieków w Świlczy

Oczyszczalnia w Świlczy umożliwia mechaniczno-biologiczne oczyszczanie ścieków z wykorzystaniem osadu czynnego, biologiczną defosfatacją, denitryfikacją i nitrifikacją. W latach 1992-2011 ciąg technologiczny oczyszczalni został zmodernizowany i obecnie pozwala na oczyszczenie około 400 000 m³ ścieków rocznie [10]. Co roku oczyszczalnia w Świlczy wytwarza ponad 2700 Mg uwodnionych komunalnych osadów ściekowych (tab. 2). Poddany procesowi stabilizacji tlenowej osad charakteryzuje się następującymi parametrami (tab. 3).

Tabela 2. Ilość komunalnych osadów ściekowych wytwarzanych w oczyszczalni ścieków w Świlczy

Table 2. The amount of municipal sewage sludge produced in the sewage-treatment plant in Świlcza

Rok	2010	2011	2012	2013	2014
Ilość powstających osadów ściekowych [Mg]	2765	2738	2745	2892	2120

Źródło: opracowanie własne na podstawie danych udostępnionych przez Oczyszczalnię Ścieków w Świlczy

Tabela 3. Parametry osadu ściekowego w oczyszczalni ścieków w Świlczy

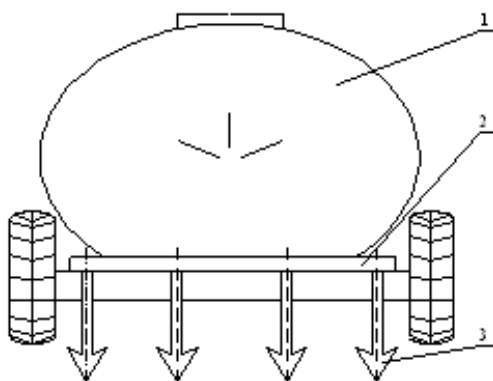
Table 3. The parameters of sewage sludge in the sewage-treatment plant in Świlcza

Lp.	Parametr	Jednostka	Osad po procesie stabilizacji
1.	Odczyn	pH	<10,00
2.	Sucha masa	%	16,4±3,3
3.	Substancja organiczna	% s.m.	48,5±9,8
4.	Azot ogólny	% s.m.	3,76±0,77
5.	Azot amonowy	% s.m.	0,12±0,04
6.	Wapń	% s.m.	16,6±3,4
7.	Magnez	% s.m.	0,35±0,08
8.	Ołów	mg/kg s.m.	8,81±1,79
9.	Chrom	mg/kg s.m.	7,54±1,53
10.	Miedź	mg/kg s.m.	93,6±19,0
11.	Nikiel	mg/kg s.m.	6,10±1,23
12.	Kadm	mg/kg s.m.	0,55±0,11
13.	Rtęć	mg/kg s.m.	0,270±0,056
14.	Bakterie chorobotwórcze Salmonella	obecność bakterii/ 100g	nie wykryto
15.	Żywe jaja pasożytów	ilość/ kg s.m.	0

Źródło: opracowanie własne na podstawie danych udostępnionych przez Oczyszczalnię Ścieków w Świlczy

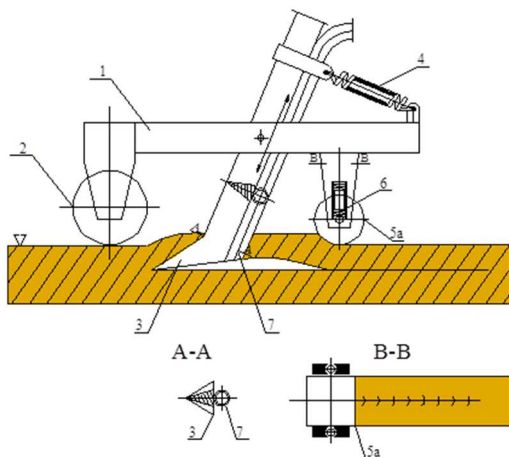
Oczyszczalnia ścieków w Świlczy wprowadza komunalne osady ściekowe do gruntu w postaci ciekłej. Do dogłębowego dawkowania płynnego nawozu stosowane są starsze rozwiązania, np. wóz asenizacyjny wyposażony w adapter

do wprowadzania ciekłego nawozu bezpośrednio pod powierzchnię gruntu (rys. 1). Głównymi elementami wozu asenizacyjnego są: zbiornik(1) oraz przewód rozprowadzający (2). Urządzenie działa w oparciu o narzędzie do iniekcyjnego wprowadzania cieczy do gruntu W-39050 (3), (rys. 2). Podstawowymi elementami maszyny do iniekcyjnego wprowadzania nawozów ciekłych do gruntu są: rama nośna (1), koło kopiujące (2), krój (3), bezpieczniki (4, 6), rolka dociskowa (5a) oraz rura doprowadzająca ciecz (7). Szczegóły konstrukcyjne rozwiązania podano w opisie zastrzeżeń W-39050 [11]. Stosowanie osadów ściekowych może doprowadzić do zanieczyszczenia lub skażenia gruntu substancjami toksycznymi, takimi jak: metale ciężkie oraz patogeny. W celu kontroli jakości wód gruntowych stosuje się lizymetry, przeznaczone do poboru próbek wody. Trudności w ich pobieraniu w warunkach polowych doprowadziły do opracowania lizymetru nowej konstrukcji W-116896 (rys. 3).



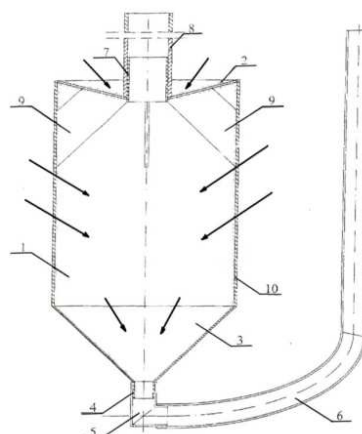
Rys. 1. Schemat ideowy konstrukcji wozu asenizacyjnego

Fig. 1. The schematic diagram of the construction of a septic tank



Rys. 2. Narzędzie do dogłębowego wprowadzania cieczy do gruntu W-39050

Fig. 2. A device for injecting liquid into the ground W-39050



Rys. 3. Schemat urządzenia do poboru infiltrującej wody w warunkach polowych

Fig. 3. Scheme of a device to collect infiltrative water in field conditions

Lizymer wykorzystywany jest do kontroli oddziaływania osadów ściekowych na gleby oraz wody na terenach plantacji. Urządzenie ma postać pojemnika zamkniętego perforowanym wiekiem z dnem w kształcie stożka zakończonego króćcem. Górne wieko oraz króciec dna zakończone są elastycznymi wężykami łącząc przestrzeń wewnątrz urządzenia z jego otoczeniem. Wodę z pojemnika pobiera się za pomocą wężyków lub przenośnej pompki próżniowej. Zaletą urządzenia jest wzmocniona konstrukcja, która pozwala na korzystanie z ciężkiego sprzętu rolniczego bez potrzeby omijania miejsca zamontowania urządzenia. Dokładniejsze dane podano w opisie zastrzeżeń W-116896 [12].

Podpowierzchniowe dawki nawozów w postaci stałej posiada zalety w postaci obniżenia kosztów nawożenia oraz zwiększenie efektywności wykorzystania składników nawozowych przez rośliny. Nawóz dostarczany jest w pobliżu bryły korzeniowej rośliny z jednoczesnym przykryciem warstwą gleby celem ograniczenia strat lotnych składników nawozu. Z uwagi na duży wybór dostępnych maszyn do dawki stałych nawozów, zaproponowano rozwiązanie konstrukcyjne maszyny według patentu P-2104031 z innowacyjnymi przystawkami [13, 14]. Prototyp urządzenia został wykonany przez producenta maszyn rolniczych w Lublinie, a obecnie jest on testowany we wspomnianej oczyszczalni ścieków w Świlczy [7].

4. Podsumowanie

Ostateczne zagospodarowanie osadów ściekowych w oczyszczalniach ścieków w Polsce jest problemem kosztownym, wymagającym znalezienia docelowego rozwiązania. Gospodarka osadami powinna być dostosowana do warun-

ków pracy oczyszczalni ścieków oraz obowiązujących standardów w zakresie postępowania z osadami, dlatego poszukiwane są rozwiązania mające na celu ich efektywne zagospodarowanie. Nowoczesne technologie w zakresie gospodarowania osadami ściekowymi są realizowane w nielicznych miejscach, chociaż w ostatnich latach obserwuje się tendencję do wdrażania nowych rozwiązań. Nowe urządzenia umożliwiające zagospodarowanie osadów ściekowych stosowane są w oczyszczalniach ścieków w Sędziszowie Małopolskim oraz w Świlczy.

Obecnie jedną z najbardziej popularnych metod zagospodarowania osadów ściekowych w krajach Unii Europejskiej jest ich rolnicze wykorzystanie. Zastosowanie osadów w celach nawożenia upraw energetycznych jest korzystne pod względem ekologicznym z uwagi na pozytywny wpływ na wzrost roślin. Z tego względu wprowadzane są rozwiązania pozwalające na produkcję nawozów, których głównym składnikiem są osady ściekowe. Nawozy takie są alternatywą dla stosowanych nawozów mineralnych oraz z uwagi na zawartość wapna w swoim składzie mają właściwości odkwaszające oraz poprawiające strukturę gleby. Wapnowanie osadów ściekowych przynosi korzyści w postaci stabilizacji osadu bez niebezpieczeństwa późniejszego zanieczyszczenia oraz pozwala na wyeliminowanie nieprzyjemnego zapachu [15].

Należy jednak zaznaczyć, że do produkcji preparatów produkowanych z wykorzystaniem osadów ściekowych zużywane są ogromne ilości wapna, rzędu kilkaset kilogramów na tonę osadów. Z tego względu wymagane jest racjonalne wprowadzanie preparatów do gruntu celem uniknięcia tzw. przewnawożenia gleby. Nadmierne ilości wapna są przyczyną przewapnowania gleb, powodujących szkodliwe zmiany, takie jak: przesuszenie gleb, szybszy rozkład substancji organicznej oraz przejście niektórych składników w formy trudno przyswajalne dla roślin. Niepotrzebne, a szczególnie nadmierne nawożenie przynosi skutek odwrotny od oczekiwanego - pogorszenie jakości lub nawet ograniczenie uzyskiwanych plonów.

Literatura

- [1] Krajowy Plan Gospodarki Odpadami 2014 [M. P. Nr 101, poz. 1183].
- [2] Oleszkiewicz J.: Gospodarka osadami ściekowymi. LEM s.c., Kraków 1998.
- [3] Kaźmierczuk M., Kalisz L.: Bakterie hemolizujące podstawowym wskaźnikiem skuteczności higienizacji wapnem komunalnych osadów ściekowych. *Ochrona Środowiska i zasobów naturalnych*, 42 (2010) 183-191.
- [4] Rosik-Dulewska C.: Podstawy gospodarki odpadami, PWN, Warszawa 2008.
- [5] Rozporządzenie Ministra Gospodarki z dnia 8 stycznia 2013 r. w sprawie kryteriów oraz procedur dopuszczania odpadów do składowania na składowisku odpadów danego typu [Dz.U. 2013 poz. 38].
- [6] Rozporządzenie Ministra Środowiska z dnia 6 lutego 2015 r. w sprawie komunalnych osadów ściekowych [Dz.U. 2015 poz. 257].

- [7] Niemiec W., Stachowicz F., Trzepieciński T., Ślenzak W.: Wykorzystanie osadów ściekowych do nawożenia roślin energetycznych, VI Konferencja „Metody Zagospodarowania Osadów Ściekowych”, Iława 2014, s. 105-112.
- [8] Marcinkowski T.: Wpływ stabilizacji osadów wtórnych wodorotlenkiem wapnia na ich skład biologiczny, *Ochrona Środowiska*, 25 (2003) 49-55.
- [9] Plan Gospodarki Odpadami dla gminy Sędziszów Małopolski.
- [10] Gminny program ochrony środowiska dla gminy Świlcza.
- [11] Niemiec W., Puchała J.: Urządzenie do wprowadzania cieczy pod powierzchnię gleb i łąk, W-39050.
- [12] Niemiec W., Zdeb M.: Plantacja wierzby energetycznej nawożona osadami ściekowymi. *Czasopismo Inż. Łądowej, Środowiska i Architektury*, 60 (2013) 67-78.
- [13] Stachowicz F., Niemiec W., Trzepieciński T., Ślenzak W.: Innowacyjne urządzenie do aplikacji dogłębowej osadów ściekowych, *Zeszyty Problemowe Postępów Nauk Rolniczych*, nr 576 (2014) 131-139.
- [14] Stachowicz F., Niemiec W., Trzepieciński T.: Method of fertilization of energy willow plantation using sewage sludge, *Journal of Ecological Engineering*, 14 (2013) 12-16.
- [15] Ociepa-Kubicka A., Pachura P.: Wykorzystanie osadów ściekowych i kompostu w nawożeniu roślin energetycznych na przykładzie miskanta i ślázowca, *Annual Set Environment Protection*, 15 (2013) 2267-2278.

THE POSSIBILITIES OF UTILIZATION OF MUNICIPAL SEWAGE SLUDGE IN SELECTED SEWAGE-TREATMENT PLANTS

Summary

The sewage sludge generated in sewage-treatment plants is a rich source of organic and mineral materials improving properties of the soil structure. The increasing amount of sewage sludge produced in sewage-treatment plants effects in the introduction of new technological solutions aimed to its further management. The paper presents an overview of the devices applicable in dosage of the sludge into the soil in a solid and liquid form. Furthermore, the device to collect infiltrative water from soil in field conditions is presented. This article also contains the characteristic of sewage sludge and methods of sewage sludge management based on selected sewage-treatment plants in Subcarpathian Voivodeship. The work also presents advantages and disadvantages connected with the application of the sewage sludge into the ground.

Keywords: municipal sewage sludge, fertilization, hygienisation, sewage-treatment plant

DOI: 10.7862/rm.2015.33

Otrzymano/received: 14.08.2015 r.

Zaakceptowano/accepted: 17.09.2015 r.

Grażyna RYZIŃSKA¹
Andrzej SKRZAT²

DESIGNING AN IMPACT ENERGY-ABSORBING DEVICE: NUMERICAL SIMULATIONS

The numerical results of 1100-aluminium extrusion tests conducted at a tool velocity of 36 km/h are presented. Engineering applications of the considered problem concern the use of this extrusion technology in the design of an impact energy-absorbing device. Viscous and plastic properties of the extruded materials are described on the basis of numerical simulations of a tensile test in which the Bodner-Partom material model is applied. The numerical results are compared with experimental ones.

Keywords: 1100 aluminium, Bodner-Partom, extrusion

1. Introduction

Competition and intensification in industrial production require the development of new materials with the required mechanical properties. Enhancements in forming processes, as well as the search for new unconventional uses of this technology, have prompted the need for the correct description of the behaviour of metallic materials at very high strain rates, often up to 5000 s^{-1} . In order to fully control the process of plastic deformation, the influence of strain rate on the mechanics of plastic flow (yield stress, strain heterogeneity, etc.) should be investigated [1]. However, at present, the possibility of testing and determining the characteristics of materials under high strain rates is limited by the availability of research equipment, the ambiguity of the applied methods and procedures, and the complexity of the phenomena of deformation. As a result, engineers and researchers typically do not possess all relevant information regarding the behaviour of materials under high strain rates [2]. A certain ability to describe material behaviour under high strain rates can be obtained by the application of mathematical models such as the Bodner-Partom [3], Zerilli-Armstrong [4] and Johnson-Cook [5]. However, the application of these models is associated with

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Grażyna Rzyńska, Rzeszow University of Technology, 8 Powstańców Warszawy Ave., 35-959 Rzeszów, Poland, tel.: +4817 865 1507, e-mail: grar@prz.edu.pl

² Andrzej Skrzat, Rzeszow University of Technology, e-mail: askrzat@prz.edu.pl

certain assumptions and limitations, including the need to derive the coefficients and constants for each material model, which is usually not straightforward [6].

The numerical results of 1100 aluminium extrusion at 36 km/h tool speeds that impose large strain rates in the extruded material are presented in this paper. Detailed experimental investigation of the mechanical behaviour of 1100 aluminium at different strain rates was made previously by Huang and Khan [7], who used their experimental data to derive the material parameters for the Bodner-Partom material model. The parameters obtained by Huang and Khan are used in the present study for the numerical simulation of a simple tension test, with the aim of obtaining pseudo-experimental stress-strain curves of 1100 aluminium at different (high) strain rates. As an example of a practical engineering application, the extrusion technology employed in designing impact energy-absorbing devices is considered. Devices of this type must comply with certain requirements that mainly represent constant force versus displacement of the piston, and objective absorbed energy amount. An exemplary dependence of force versus displacement for an impact energy-absorbing device required by the manufacturer is shown in Fig. 1. Numerical simulations of the extrusion process obtained via the use of commercial FEM software are ill-conditioned and highly non-linear due to the existence of large displacements and large strains, material nonlinearities and contacts. Very large deformations of the extruded material require continuous remeshing or involve the application of a Eulerian approach [8] in which the finite element mesh remains stationary and material flows through it. In the presented investigations the Lagrangian approach enhanced by a remeshing technique is used, with the material data obtained from the results of tension test simulations of the Bodner-Partom material model.

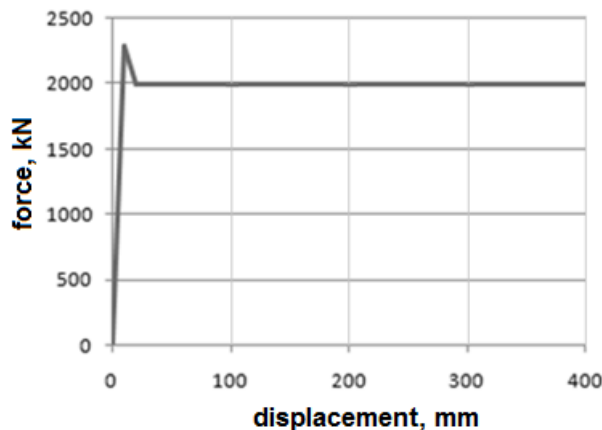


Fig. 1. Exemplary dependence of the force versus displacement for an impact energy-absorbing device

2. Bodner-Partom material model

There are several material models available that represent the elastic visco-plastic properties of bodies subjected to large strains at high strain rates and temperatures. The application of these material models requires knowledge of material data that sometimes must be chosen arbitrarily, e.g. the description and parameters of back stress in visco-plastic problems. In order to avoid the selection of an inappropriate material model and material data not suitable for solving the extrusion problem at high strain rates, the well-known Bodner-Partom material model based on the unified theory of plasticity is used here. The Bodner-Partom material model (1975) is formulated as the set of constitutive equations representing elastic visco-plastic strain-hardening material behaviour for large deformations and arbitrary loading. An essential feature of this formulation is that total deformation consists of both elastic and inelastic components, which are functions of the material parameters and state variables at all stages of loading and unloading. The Bodner-Partom material model thus allows the simultaneous consideration of elastic and plastic effects, isotropic and kinematic hardening, visco-plasticity, creep and relaxation for a wide temperature range. The Bodner-Partom material model is defined by the following equations:

- superposition of elastic and inelastic strains:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{ij} = \boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^{(e)} + \boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^{(ie)} \quad (1)$$

- incompressibility condition for inelastic deformations:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{kk}^{(ie)} = 0 \quad (2)$$

- plastic flow law:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij}^{(ie)} = \lambda s_{ij} \quad (3)$$

where: S_{ij} is deviatoric stress and the plastic multiplier is:

$$\lambda = \sqrt{\frac{D_0^2}{J_2} \exp\left(-\left(\frac{Z^2}{3J_2}\right)^n\right)} \quad (4)$$

In (4), D_0 and n are B-P material constants and J_2 is the second invariant of deviatoric stress. The state variable $Z = Z^I + Z^D$ represents the resistance of the material to inelastic deformations - both isotropic Z^I and directional Z^D . The evolution of Z^I is defined as:

$$\dot{Z}^I = m_1 (Z_1 - Z^I) \sigma_{ij} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij}^{(ie)} - A_1 Z_1 \left(\frac{Z^I - Z_2}{Z_1}\right)^{r_1} \quad (5)$$

Parameter Z^D depends on tensorial quantity β_{ij}

$$Z^D = \beta_{ij} \frac{\sigma_{ij}}{\|\beta_{ij}\|} \quad (6)$$

where:

$$\dot{\beta}_{ij} = m_2 \left(Z_3 \frac{\sigma_{ij}}{\|\sigma_{ij}\|} - \beta_{ij} \right) \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^{(ie)} - A_2 Z_1 \left(\frac{\|\beta_{ij}\|}{Z_1} \right)^{r_2} \frac{\beta_{ij}}{\|\beta_{ij}\|} \quad (7)$$

where: m_1 , m_2 , A_1 , A_2 , Z_1 , Z_2 , Z_3 , r_1 , r_2 are B-P material constants described below.

For the inelastic strain rate derived from (3), the elastic stress rate is determined from the generalised Hooke's law:

$$\dot{\sigma}_{ij}^{(e)} = C_{ijkl} \left(\dot{\epsilon}_{kl} - \dot{\epsilon}_{kl}^{(ie)} \right) \quad (8)$$

Bodner-Partom material parameters are described below:

E - elastic modulus,

ν - Poisson's ratio,

D_0 - limiting shear-strain rate,

Z_0 - initial value of isotropic hardening variable,

Z_1 - limiting value for isotropic hardening,

Z_2 - fully recovered value (isotropic hardening),

Z_3 - limiting value for kinematic hardening,

m_1 - hardening rate coefficient (isotropic),

m_2 - hardening rate coefficient (kinematic),

n - strain rate sensitivity parameter,

A_1 - recovery coefficient for isotropic hardening,

A_2 - recovery coefficient for kinematic hardening,

r_1 - recovery exponent (isotropic hardening),

r_2 - recovery exponent (kinematic hardening).

An appropriate numerical program based on equations (1)-(8) was developed to predict material response for 1D loading and unloading, applying the explicit integration procedure. All derivatives in Eqs. (1)-(8) are replaced by finite differences. Huang and Khan [7] proposed the following magnitudes: $D_0 = 108 \text{ s}^{-1}$, $n = 0.87$, $m = 0.2193$, $Z_0 = 552 \text{ MPa}$, $Z_1 = 1026.84 \text{ MPa}$. Their model does not consider either isotropic or kinematic hardening, which for simple loading process (no unloading and no cycling loading) can be neglected.

3. Numerical simulations

The 1100 aluminium used in the numerical calculations provides very low strain hardening. Selected properties of this 1100 aluminium material include the following: yield stress - 105 MPa, ultimate strength - 110 MPa, density - 2.7 g/cm³.

On the basis of the Bodner-Partom constitutive equations, a numerical program was developed which allows for the discrete generation of stress-strain curves for simple tension tests at various strain rates. Selected numerically generated stress-strain curves for the Bodner-Partom material model (Fig. 2) were used later as material characteristics for 1100 aluminium in Lagrangian simulations of the extrusion process. Characteristics of the same material were previously obtained experimentally by Huang and Khan (Fig. 3), who proved in several tests [7] a good correlation between experimental and numerical (Bodner-Partom material model) data. The main advantage of such numerically generated data is that the stress-strain relation can be obtained for an arbitrary strain rate, whereas in experimental studies only a few strain rates can be investigated.

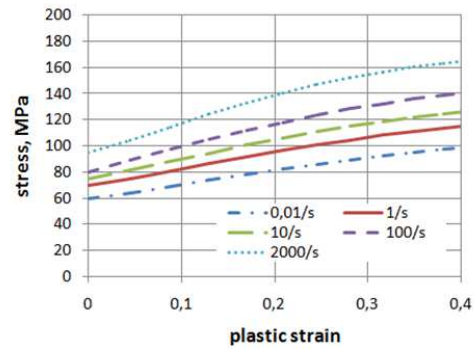


Fig. 2. Stress-strain curves for various strain rates: Numerical simulation of tensile tests using the Bodner-Partom material model

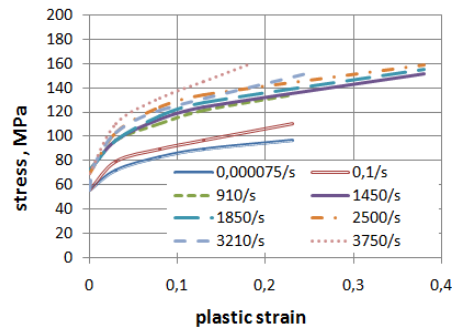


Fig. 3. Stress-strain curves for various strain rates: Experimental data (elaborated based on [7])

As part of the presented research, many numerical simulations of 1100 aluminium extrusion were conducted using the Simufact.forming software program [8]. Experimental stress-strain characteristics based on literature data [7]

were introduced, as well as material data generated by a procedure based on the Bodner-Partom model. The dimensions of the impact energy-absorbing device were initially estimated for an expected force of $2000 \text{ kN} \pm 10\%$ (absorbed energy $E = 1 \text{ MJ} \pm 10\%$), with the load applied as the mass velocity of 10 m/s or as the total energy absorbed. The results of simulations using the material data obtained from experimental investigations and numerically generated data were then compared. Table 1 presents the details of the FEM model.

In the model, the extrusion problem is solved as an explicit dynamic analysis in which highly non-linear effects are considered. Material deformation is forced by a single blow of the hammer. A suitable design of the punch geometry (extrusion ratio λ) enabled the determination of the expected magnitude of the extrusion force, which is consistent with forces acting in real vehicle collision tests, as well as the appropriate level of absorbed energy. The problem is solved via axisymmetric analysis. A general view of the analysed object is shown in Fig. 4.

Table 1. Details of the FEM model

Feature	Description
Model geometry	Axisymmetric
Approach	updated Lagrangian
Friction	Bilinear (Coulomb 0.05; Tresca 0.08)
Temperature	293.15 K
Initial tool velocity	10 m/s
Mass of tool	20 T
Expected absorbed energy E	2000 kN
Number of elements	2384
Remeshing	Continuous
Integration procedure	Explicit
Yield criterion	Huber-Misess
Flow rule	Prandtl-Reuss

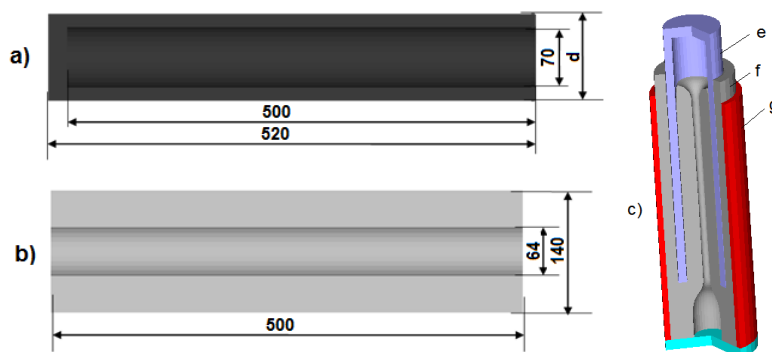


Fig. 4. Geometric parameters of the impact energy absorbing device: a) punch, b) ingot, c) general view (e -punch, f - ingot, g - container) ($d_1 = 100$; $d_2 = 102$; $d_3 = 104$)

4. Results and conclusions

Selected results of the extrusion simulations carried out using the Simufact.forming program are presented below. In Fig. 5 a plot of punch force in terms of punch displacement is presented. The extrusion force obtained for the Bodner-Partom material is insignificantly larger than the force provided by calculations based on experimental data. Figure 6 presents the variation of punch velocity with time. While punch velocity decreases from 10000 mm/s to zero, the total energy increases, as shown in Fig. 7.

The present research encountered an interesting problem associated with the extrusion of 1100 aluminium. The main goal of this study was to estimate initial parameters of the impact energy-absorbing device that satisfy manufacturer requirements (constant force, the amount of absorbed energy etc.). Although the constant force criterion can be satisfied by the application of the backward extrusion process, the main problem encountered during numerical calculations is the selection of an appropriate material model that assumes elastic visco-plastic properties. The properties of 1100 aluminium used in the designed energy-absorbing device were taken from experimental investigations conducted by Huang and Khan, with the same researchers providing material parameters for the Bodner-Partom material model. These parameters were used by the latter authors in a numerical program simulating a simple tension test performed for various strain rates. In this way, stress-strain characteristics can be obtained.

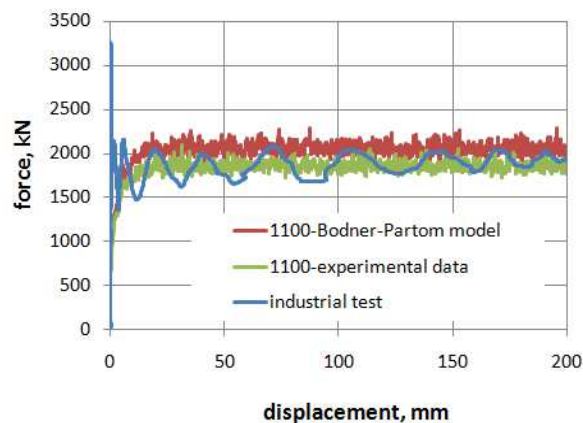


Fig. 5. Comparison of impact energy-absorbing device real test results with the results of numerical simulations

A comparison of the numerical computations (force displacement dependence) carried out for the proposed device based on the Bodner-Partom material model and experimental data reveals small differences in the magnitude of the

punch force, although the force-displacement relation remains the same for both material data.

The main requirement regarding the amount of absorbed energy is satisfied, while the numerical simulations demonstrate that the constant force criterion is better satisfied in the proposed device than in the existing device (see Fig. 5). The application of the Bodner-Partom material model in calculations of 1100 aluminium extrusion at high strain rates produced a good correlation with the experimental tests. FEM analysis of backward extrusion further enabled the optimisation of the parameters of the designed energy-absorbing device.

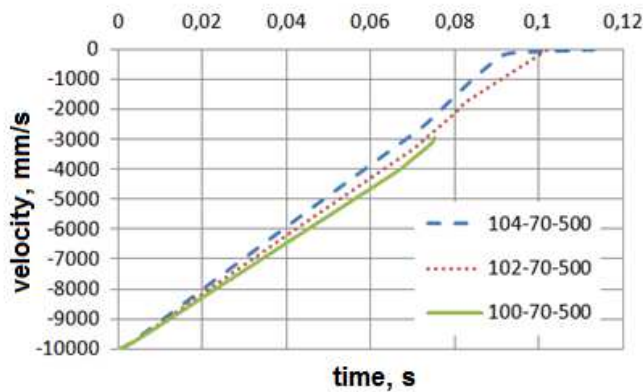


Fig. 6. Relationship between punch velocity and time for 1100 aluminium

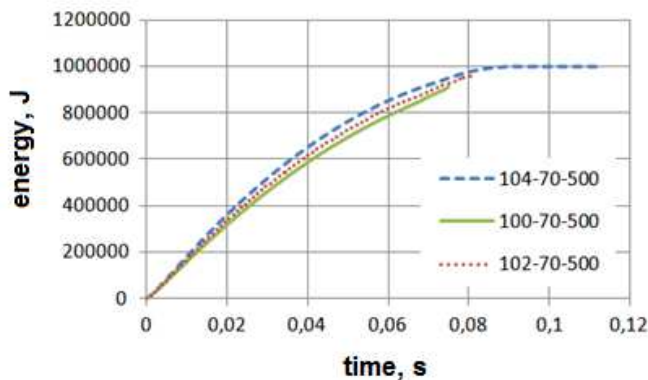


Fig.7. Relationship between total energy and time for 1100 aluminium

References

- [1] Klepaczko J.R., Chiem G.C.Y.: On rate sensitivity of FCC metals, instantaneous rate sensitivity and rate sensitivity of strain hardening, *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, vol. 34, 1986, pp. 29-54.

- [2] Malinowski J., Kowalewski Z., Kruszka L.: Doświadczalna metoda oraz badania plastycznego płynięcia metali w zakresie bardzo wysokich prędkości odkształcenia, IFTR Reports IPPT PAN, vol.10, 2007, pp. 1-88.
- [3] Bodner S.R., Partom Y.: Constitutive equations for elastic-viscoplastic strain-hardening materials, Journal of Applied Mechanics, vol. 42, 1975, pp. 385-389.
- [4] Zerilli F.J., Armstrong R.W.: Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations, Journal of Applied Physics, vol. 61, 1987, pp. 1816-1825.
- [5] Johnson G.R., Cook W.H.: A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, In: 7th Int. Symposium on Ballistics, Hague, 1983, pp. 541-547.
- [6] Skrzat A.: Fuzzy logic application to stress-strain analysis in selected elastic-plastic material models, Archives of Metallurgy and Materials, vol. 56, 2011, pp.559-568.
- [7] Huang S., Khan A.S.: Modelling the mechanical behaviour of 1100-0 aluminium at different strain rates by the Bodner-Partom model, International Journal of Plasticity, vol. 8, 1992 pp. 501-517.
- [8] <http://www.simufact.com/simufact-products.html>

PROJEKTOWANIE URZĄDZEŃ POCHŁANIAJĄCYCH ENERGIĘ UDERZENIA - SYMULACJE NUMERYCZNE

Streszczenie

W pracy zaprezentowano wyniki obliczeń numerycznych wyciskania przeciwbieżnego aluminium w gatunku 1100 z prędkością 36 km/h. Elementy technologii wyciskania zastosowano do projektowania urządzeń pochłaniających energię uderzenia. Właściwości lepko-plastyczne materiału zostały opisane w oparciu o symulację numeryczną testu jednoosiowego rozciągania z zastosowaniem modelu Bodnera-Partoma. Wyniki symulacji numerycznej porównano z wynikami eksperymentalnymi.

Słowa kluczowe: aluminium 1100, Bodner-Partom, wyciskanie

DOI: 10.7862/rm.2015.34

Otrzymano/received: 12.09.2015 r.

Zaakceptowano/accepted: 23.11.2015 r.

Marcin SZUSTER¹

PLANOWANIE RUCHU MOBILNEGO ROBOTA KOŁOWEGO Z ZASTOSOWANIEM ALGORYTMÓW Z LOGIKĄ ROZMYTĄ

W artykule zaprezentowano hierarchiczny układ sterowania ruchem mobilnego robota kołowego w nieznanym środowisku ze statycznymi przeszkodami. Układ sterowania składa się z dwóch warstw, warstwy planowania trajektorii ruchu oraz warstwy realizacji ruchu. Warstwa planowania trajektorii generuje bezkolizyjną trajektorię ruchu robota w złożonym zadaniu typu „podażaj do celu z omijaniem przeszkód”. W warstwie planowania trajektorii ruchu zastosowano metody sztucznej inteligencji w formie układów z logiką rozmytą. Warstwę podrzędną hierarchicznego układu sterowania stanowi neuronowy algorytm sterowania ruchem naddążnym, w którym zastosowano algorytm aproksymacyjnego programowania dynamicznego w konfiguracji dualnego heurystycznego programowania dynamicznego, zrealizowany w formie dwóch struktur: aktora i krytyka. W strukturach aktora i krytyka zastosowano sztuczne sieci neuronowe z wagami warstwy wejściowej dobieranymi w sposób losowy w procesie inicjalizacji sieci i sigmoidalnymi bipolarnymi funkcjami aktywacji neuronów. Poprawności procesu generowania i realizacji trajektorii ruchu zweryfikowano poprzez serię testów numerycznych przeprowadzonych w środowisku obliczeniowym Matlab/Simulink z zastosowaniem emulatora mobilnego robota kołowego oraz toru pomiarowego.

Słowa kluczowe: aproksymacyjne programowanie dynamiczne, generator trajektorii, sieci neuronowe, sterowanie naddążne, układy z logiką rozmytą

1. Wstęp

Od wielu lat mobilne roboty kołowe (WMR, ang. *Wheeled Mobile Robots*) cieszą się dużym zainteresowaniem środowisk badawczych oraz szeroko pojętego przemysłu w kontekście możliwości ich implementacji do realizacji specyficznych zadań. Postęp, jaki dokonał się w ciągu ostatnich lat w dziedzinie napędów, układów sensorycznych czy mikroprocesorowych, umożliwił budowę WMR mogących pełnić coraz bardziej złożone zadania usługowe czy transportowe. Jednak nadal istotnymi problemami mobilnej robotyki pozostają kwestie sterowania ruchem oraz generowania w czasie rzeczywistym trajektorii ruchu

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Marcin Szuster, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 865 1854, e-mail: mszuster@prz.edu.pl

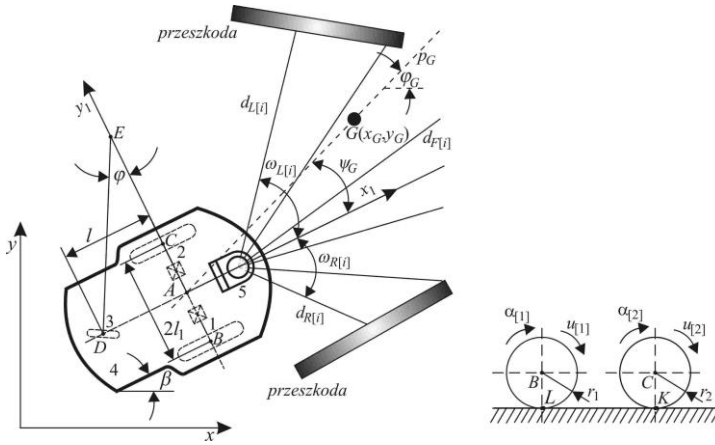
WMR. Rozwiązanie tych problemów umożliwia zastosowanie WMR jako jednostek autonomicznych, mogących poruszać się bez nadzoru operatora.

W literaturze można znaleźć wiele metod generowania trajektorii ruchu WMR [1-4, 7, 8, 12, 13, 16], wśród których można wyróżnić podział na metody lokalne i globalne. W metodach globalnych zakłada się znajomość mapy otoczenia WMR, a trajektoria ruchu może być wygenerowana wcześniej, przed rozpoczęciem ruchu. W metodach lokalnych zakłada się, iż otoczenie WMR pozostaje nieznanne, a ograniczona informacja o nim jest dostarczana przez układ sensoryczny robota, który w tym przypadku pełni istotną rolę w procesie planowania trajektorii ruchu. Przykładem tego typu metod jest sterowanie behawioralne [3, 7, 8], którego idea bazuje na obserwacji świata zwierząt i próbie naśladowania ich elementarnych zachowań, takich jak zachowanie typu „omijaj przeszkody” (OA, ang. *obstacle avoiding*), czy „podążaj do celu” (GS, ang. *goal seeking*). Jednakże zastosowanie algorytmu sterowania behawioralnego w zadaniu typu OA czy GS nie gwarantuje poprawnej realizacji złożonego, najczęściej występującego zadania typu „podążaj do celu z omijaniem przeszkód” (GSOA, ang. *goal seeking with obstacle avoiding*). Rozwiązanie problemu generowania bezkolidyjnej trajektorii ruchu do celu w nieznanym środowisku z ominięciem przeszkód przedstawiono w niniejszym artykule.

Zaproponowano hierarchiczny układ sterowania ruchem WMR, w którym zastosowano warstwę planowania trajektorii ruchu w złożonym zadaniu typu GSOA, zrealizowaną z zastosowaniem układów z logiką rozmytą (FLS, ang. *Fuzzy Logic System*) [7, 8, 18] oraz warstwę realizacji ruchu WMR, zrealizowaną w formie neuronowego algorytmu sterowania ruchem nadążnym, w którym zastosowano algorytm aproksymacyjnego programowania dynamicznego (ADP, ang. *Approximate Dynamic Programming*) [14, 15, 17] w konfiguracji dualnego heurystycznego programowania dynamicznego (DHP, ang. *Dual-Heuristic Dynamic Programming*). W algorytmie tym struktury aktora i krytyka zrealizowano z zastosowaniem sieci neuronowych (NN, ang. *Neural Networks*) [9, 10, 11]. Zaprezentowane wyniki badań stanowią kontynuację wcześniejszych prac autora, dotyczących sterowania ruchem nadążnym WMR z zastosowaniem algorytmów ADP [9,10], czy generowania trajektorii ruchu [11, 18, 19].

2. Mobilny robot kołowy

Obiektem sterowania jest WMR, którego schemat w nieznanym otoczeniu przedstawiono na rys. 1. WMR składa się z kół napędzających 1 i 2, samonastawnego koła podpierającego 3, ramy 4 oraz skanera laserowego przestrzeni 5. Każde z kół 1 i 2 WMR jest napędzane oddzielnym zespołem napędowym. Skaner laserowy przestrzeni jest elementem układu sensorycznego WMR, umożliwiającym detekcję przeszkód w otoczeniu robota. Założono ruch WMR w płaszczyźnie xy nieruchomego układu odniesienia.



Rys. 1. Schemat mobilnego robota kołowego w nieznanym środowisku

Fig. 1. Scheme of the wheeled mobile robot in the unknown environment

Zastosowano następujące oznaczenia występujące na rys. 1: $\alpha_{[1]}$, $\alpha_{[2]}$ – kąty obrotu kół napędzających, $u_{[1]}$, $u_{[2]}$ – sygnały sterowania ruchem nadążnym WMR, $r_1=r_2=r$ – promienie kół napędzających, l , l_1 – wymiary wynikające z geometrii WMR, β – kąt obrotu ramy, $A(x_A, y_A)$ – punkt leżący na przecięciu osi ramy WMR oraz osi kół napędzających, $G(x_G, y_G)$ – zadany cel ruchu WMR, x_1 , y_1 – osie ruchomego układu współrzędnych powiązanego z p. A w taki sposób, że oś x_1 jest tożsama z osią symetrii ramy WMR, p_G – prosta przechodząca przez punkty A i G, ψ_G – kąt zawarty między prostą p_G , osią x_1 , ϕ_G – kąt zawarty między prostą p_G a osią x nieruchomego układu współrzędnych, $d_{L[i]}$, $d_{F[i]}$, $d_{R[i]}$ – pomiary odległości do przeszkód realizowane przez układ sensoryczny WMR, wybrane z wszystkich pomiarów i przyporządkowane grupom pomiarów odległości z lewej strony, przed i z prawej strony ramy WMR, $i = 1, 2, 3$, $\omega_{L[i]}$, $\omega_{F[i]}$, $\omega_{R[i]}$ – kąty zawarte między osiami poszczególnych pomiarów a osią x_1 ruchomego układu współrzędnych. Odległość WMR do celu d_G jest wyznaczana jako długość odcinka $d_G = |AG|$. W warstwie planowania trajektorii ruchu WMR wyznaczanie wybranych sygnałów sterowania odbywa się na podstawie wartości odległości do przeszkód, przy czym dla poszczególnych grup pomiarów wyznaczana jest wartość minimalna, np. minimalna odległość do przeszkód po prawej stronie ramy WMR wynosi $d_{Rm} = \min(d_{R[1]}, d_{R[2]}, d_{R[3]})$, analogicznie przed WMR d_{Fm} , oraz po lewej stronie ramy d_{Lm} . Minimalna odległość WMR do przeszkód jest wyznaczana zgodnie z zależnością $d_O = \min(d_{Lm}, d_{Fm}, d_{Rm})$. Dynamiczne równania ruchu WMR otrzymano stosując formalizm Maggie'go [5, 6] w postaci zależności:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{a}} + \mathbf{C}(\dot{\mathbf{a}})\dot{\mathbf{a}} + \mathbf{F}(\dot{\mathbf{a}}) + \boldsymbol{\tau}_d = \mathbf{u}, \quad (1)$$

gdzie: $\dot{\mathbf{a}}$ - wektor prędkości kątowych kół napędzających, $\dot{\mathbf{a}} = [\dot{\alpha}_{[1]}, \dot{\alpha}_{[2]}]^T$, \mathbf{M} - stała macierz bezwładności WMR, $\mathbf{C}(\dot{\mathbf{a}})\dot{\mathbf{a}}$ - wektor momentów pochodzących od sił odśrodkowych i Coriolisa, $\mathbf{F}(\dot{\mathbf{a}})$ - wektor oporów ruchu, $\boldsymbol{\tau}_d$ - wektor ograniczonych zakłóceń, \mathbf{u} - wektory sygnałów sterowania, $\mathbf{u} = [u_{[1]}, u_{[2]}]^T$.

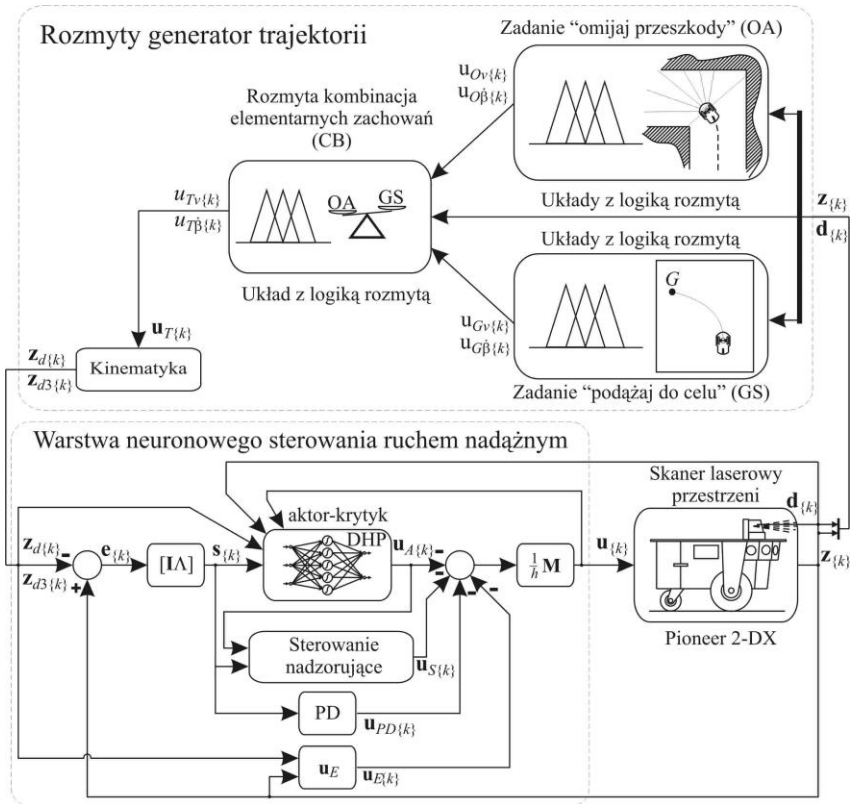
Ponieważ w układzie sterowania zastosowano algorytmy działające w dyskretnej dziedzinie czasu, model ciągły (1) zdyskretyzowano z zastosowaniem metody Eulera, przyjmując wektor stanu $\mathbf{z}_{\{k\}} = [\mathbf{z}_{1\{k\}}, \mathbf{z}_{2\{k\}}]^T$, gdzie $\mathbf{z}_{2\{k\}}$ odpowiada wektorowi $\dot{\mathbf{a}}$ w ciągłej dziedzinie czasu. Otrzymano dyskretny opis dynamiki WMR w formie:

$$\begin{aligned} \mathbf{z}_{1\{k+1\}} &= \mathbf{z}_{1\{k\}} + h\mathbf{z}_{2\{k\}}, \\ \mathbf{z}_{2\{k+1\}} &= \mathbf{z}_{2\{k\}} - h\mathbf{M}^{-1} \left[\mathbf{C}(\mathbf{z}_{2\{k\}})\mathbf{z}_{2\{k\}} + \mathbf{F}(\mathbf{z}_{2\{k\}}) + \boldsymbol{\tau}_{d\{k\}} - \mathbf{u}_{\{k\}} \right], \end{aligned} \quad (2)$$

gdzie: h - parametr dyskretyzacji czasu, k - indeks kroków iteracji. W dalszej części artykułu wszystkie zmienne będą przedstawiane w postaci dyskretnej.

3. Hierarchiczny układ sterowania

Sterowanie ruchem WMR odbywa się z zastosowaniem hierarchicznego układu sterowania, złożonego z warstwy planowania trajektorii ruchu, oraz warstwy realizacji ruchu. Zadaniem warstwy planowania ruchu jest generowanie w czasie ruchu zadanych parametrów ruchu WMR na podstawie znajomości położenia i orientacji ramy WMR, położenia celu oraz odległości do przeszkód. Generowana trajektoria ruchu jest realizowana przez niższą warstwę sterowania zrealizowaną w formie algorytmu sterowania nadążnego. W prezentowanym układzie sterowania, w realizacji warstwy planowania ruchu WMR, zastosowano ideę sterowania behawioralnego w zadaniach typu OA i GS oraz rozmyty koordynator sterowań behawioralnych, którego zastosowanie umożliwi realizację złożonego zadania typu GSOA. Generowanie sygnałów sterowania behawioralnego w zadaniach typu GS i OA również odbywa się z zastosowaniem FLS. W warstwie realizacji ruchu zastosowano neuronowy układ sterowania nadążnego, zrealizowany z zastosowaniem algorytmu ADP w konfiguracji DHP. Schemat hierarchicznego układu sterowania przedstawiono na rys. 2. Szczegółowy opis poszczególnych warstw hierarchicznego układu sterowania, wraz z wyjaśnieniem symboli występujących na rys. 2 przedstawiono w kolejnych podrozdziałach.



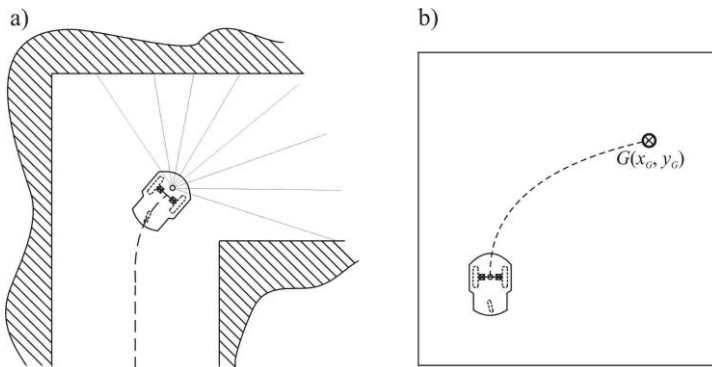
Rys. 2. Schemat hierarchicznego układu sterowania ruchem mobilnego robota kołowego w zadaniu typu „podążaj do celu z omijaniem przeszkód”

Fig. 2. Scheme of the hierarchical control system of the wheeled mobile robot in the “goal seeking and obstacle avoiding” task

3.1. Warstwa planowania trajektorii ruchu

Warstwa planowania trajektorii ruchu umożliwia generowanie bezkolizyjnej trajektorii ruchu WMR w nieznanym środowisku 2D ze statycznymi przeszkodami. Realizowane jest złożone zadanie typu GSOA, będące połączeniem realizacji dwóch prostych zachowań, typu OA i GS. Realizacja zadania typu OA polega na wygenerowaniu sterowań behawioralnych, przeliczanych z zastosowaniem równań kinematyki WMR na zadaną trajektorię ruchu, które umożliwią bezkolizyjny ruch WMR, przy czym położenie celu ruchu nie jest zdefiniowane. Wyznaczanie bezkolizyjnej trajektorii ruchu odbywa się na podstawie informacji o lokalizacji przeszkód wokół WMR, dostarczonych z układu sensorycznego robota. Realizacja zadania typu GS polega na wygenerowaniu sygnałów sterowania behawioralnego, umożliwiających ruch WMR z aktualnie zajmowanej pozycji do zadanego celu, przy czym położenie przeszkód nie jest brane pod

uwagę przy planowaniu trajektorii. Schematycznie realizację zadania typu OA przedstawiono na rys. 3.a), realizację zadania typu GS na rys. 3.b).



Rys. 3. a) Schemat realizacji zadania typu „omijaj przeszkody”, b) schemat realizacji zadania typu „podążaj do celu”

Fig. 3. a) Scheme of the “obstacle avoiding” task realisation, b) scheme of the “goal seeking” task realisation

Realizacja warstwy planowania ruchu z zastosowaniem sterowania behawioralnego dla jednego z wymienionych zadań nie umożliwia realizacji bezkolidyjnego ruchu do zadanego celu w każdym przypadku. Realizacja złożonego zadania typu GSOA wymaga zastosowania połączenia sterowania behawioralnych dla zadań typu OA i GS w odpowiednich proporcjach. Koordynacja sterowań behawioralnych zadań typu OA i GS może być realizowana w różny sposób, stosując stałą wartość współczynnika udziału poszczególnych sterowań behawioralnych w wynikowych sygnałach sterowania lub zmieniając udział poszczególnych zachowań w zależności od warunków środowiska. Zastosowanie stałej wartości współczynnika koordynacji sterowań behawioralnych wymaga przeprowadzenia szeregu eksperymentów lub testów numerycznych w celu jego heurystycznego doboru i nie zawsze gwarantuje poprawną realizację zadania typu GSOA. Odpowiednim podejściem wydaje się być uzależnienie udziału wartości poszczególnych sygnałów sterowania behawioralnego od warunków środowiska i zastosowanie współczynnika koordynacji o zmiennej wartości, generowanego przez dodatkowy algorytm sterujący warstwy planowania trajektorii ruchu. W prezentowanym artykule do realizacji tego zadania zastosowano FLS, generujący sygnał koordynujący sterowania behawioralne na podstawie odległości do celu i przeszkód.

3.1.1. Sterowanie behawioralne typu „omijaj przeszkody”

Układ sterowania behawioralnego w zadaniu typu OA został zrealizowany z zastosowaniem dwóch FLS, w których zastosowano model Takagi-Sugeno z trójkątnymi bądź trapezowymi funkcjami przynależności do zbiorów rozmy-

tych przesłanek oraz funkcjami przynależności typu singleton w konkluzjach. Pierwszy z FLS generuje sygnał $u_{Ov\{k\}}$ sterujący zadaną prędkością p . A ramy na podstawie odległości do przeszkód $d_{O\{k\}}$. Gdy WMR znajduje się w „dużej” odległości do przeszkód, generowana jest trajektoria ruchu z maksymalną zadaną prędkością v_A^* , gdy odległość do przeszkód jest „mała”, generowana jest trajektoria ruchu z odpowiednio mniejszą prędkością, umożliwiającą realizację manewru ominięcia przeszkody. Drugi z FLS generuje sygnał sterowania behawioralnego $u_{O\dot{\beta}\{k\}}$, sterujący zadaną prędkością kątową obrotu ramy WMR w taki sposób, aby minimalizowana była wartość błędu:

$$e_{O\{k\}} = d_{R\{k\}}^* - d_{L\{k\}}^*, \quad (3)$$

gdzie: $d_{L\{k\}}^*$, $d_{R\{k\}}^*$ - znormalizowane minimalne odległości do przeszkód po lewej i prawej stronie ramy WMR, $d_{Lm\{k\}}$ i $d_{Rm\{k\}}$. Minimalizacja błędu (3) powoduje generowanie trajektorii ruchu WMR środkiem wolnej przestrzeni. Algorytm sterowania behawioralnego w zadaniu typu OA opisano w [19].

3.1.2. Sterowanie behawioralne typu „podażaj do celu”

Układ sterowania behawioralnego w zadaniu typu GS został zrealizowany z zastosowaniem dwóch FLS, w których zastosowano model Takagi-Sugeno z trójkątnymi bądź trapezowymi funkcjami przynależności do zbiorów rozmytych przesłanek, oraz funkcjami przynależności typu singleton w konkluzjach. Pierwszy FLS generuje sygnał $u_{Gv\{k\}}$ sterujący zadaną prędkością p . A ramy WMR na podstawie odległości do celu G , $d_{G\{k\}}$. Gdy robot znajduje się w „dużej” odległości do celu, generowana jest trajektoria ruchu z maksymalną zadaną prędkością v_A^* , gdy WMR zbliża się do celu, wartość sygnału sterowania jest zredukowana, umożliwiając zatrzymanie ramy w zadanym położeniu. Drugi FLS generuje sygnał sterowania behawioralnego $u_{G\dot{\beta}\{k\}}$, sterujący zadaną prędkością kątową obrotu ramy WMR w taki sposób, aby zminimalizować wartość kąta $\psi_{G\{k\}}$. Minimalizacja kąta $\psi_{G\{k\}}$ powoduje ruch ramy WMR w kierunku celu G . Algorytm sterowania behawioralnego w zadaniu typu GS opisano w [19].

3.1.3. Rozmyta koordynacja sterowań behawioralnych

Rozmyty koordynator sterowań behawioralnych umożliwia miękkie przełączanie realizowanych zadań typu OA i GS w trakcie realizacji złożonego zadania typu GSOA. Wynikowy sygnał sterowania warstwy generowania trajektorii ruchu $\mathbf{u}_{T\{k\}} = [u_{Tv\{k\}}, u_{T\dot{\beta}\{k\}}]^T$ jest kombinacją sygnałów sterowania behawioralnego typu OA, $\mathbf{u}_{O\{k\}} = [u_{Ov\{k\}}, u_{O\dot{\beta}\{k\}}]^T$ oraz sterowania behawioralnego typu GS, $\mathbf{u}_{G\{k\}} = [u_{Gv\{k\}}, u_{G\dot{\beta}\{k\}}]^T$, zgodnie z zależnością:

$$\mathbf{u}_{T\{k\}} = a_{B\{k\}} \mathbf{u}_{G\{k\}} + (1 - a_{B\{k\}}) \mathbf{u}_{O\{k\}}, \quad (4)$$

gdzie: $a_{B\{k\}}$ – sygnał sterujący rozmytego koordynatora sterowań, zrealizowanego z zastosowaniem FLS. Na podstawie sygnałów sterujących wyznaczonych stosując zależność (4), obliczane są zadane prędkości kątowne obrotu kół WMR zgodnie z zależnością

$$\begin{bmatrix} z_{d2[1]\{k\}} \\ z_{d2[2]\{k\}} \end{bmatrix} = \frac{1}{r} \begin{bmatrix} v_A^* & l_1 \dot{\beta}^* \\ v_A^* & -l_1 \dot{\beta}^* \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{Tv\{k\}} \\ u_{T\dot{\beta}\{k\}} \end{bmatrix}, \quad (5)$$

gdzie: $\dot{\beta}^*$ - maksymalna zadana prędkość kątowna obrotu ramy WMR.

Sygnał koordynujący udział poszczególnych sterowań behawioralnych $a_{B\{k\}}$ jest generowany przez FLS na podstawie wartości dwóch sygnałów, znormalizowanej odległości do celu $d_{G\{k\}}^*$ oraz znormalizowane odległości do przeszkód $d_{O\{k\}}^*$. Do jego realizacji zastosowano model Takagi-Sugeno z trójkątnymi lub trapezowymi funkcjami przynależności do zbiorów rozmytych przesłanek i konkluzji oraz bazą $m = 25$ reguł typu:

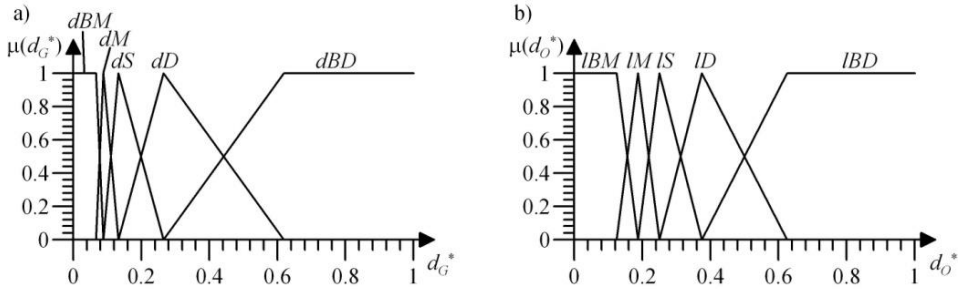
$$R^m : \text{JEŻELI } d_{G\{k\}}^* \text{ JEST } dBM \text{ I } d_{O\{k\}}^* \text{ JEST } ID \text{ TO } a_{B\{k\}} \text{ JEST } uBD1, \quad (6)$$

gdzie: *dBM*, *ID*, *uBD1* – lingwistyczne etykiety funkcji przynależności do zbiorów rozmytych przesłanek i konkluzji, *BM0* – „bardzo mały, bliski 0”, *BM* – „bardzo mały”, *M* – „mały”, *S* – „średni”, *D* – „duży”, *BD* – „bardzo duży”, *BD1* – „bardzo duży, bliski 1”.

Funkcje przynależności do zbiorów rozmytych przesłanek przedstawiono na rys. 4.a) i b) odpowiednio dla pierwszego i drugiego wejścia, natomiast funkcje przynależności do zbiorów rozmytych konkluzji, typu singleton, przyjmują wartości $aBDM0 = 0$, $aBM = 0.1$, $AM = 0.35$, $As = 0.6$, $Ad = 0.75$, $aBD = 0.9$, $aBD1 = 1$. Przestrzenie wejść do FLS podzielono na 5 zbiorów trójkątnych i trapezowych, natomiast w konkluzjach zastosowano 7 funkcji przynależności. Schemat bazy reguł FLS przedstawiono na rys. 5. Otrzymano powierzchnię modelu rozmytego przedstawioną na rys. 6.

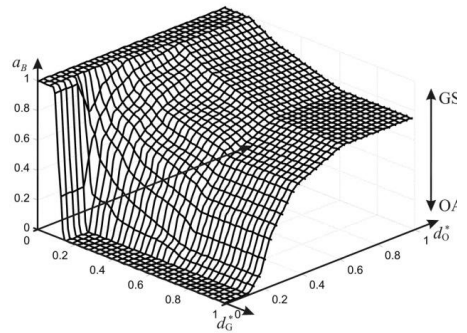
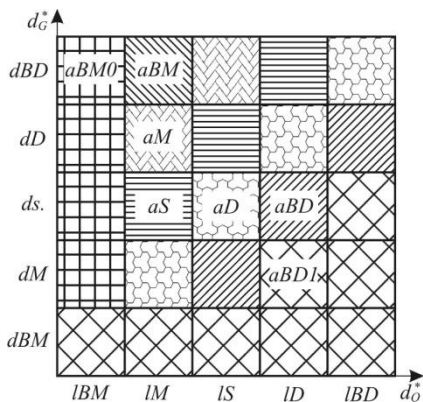
Z zastosowanej bazy reguł wynika, że jeżeli WMR znajduje się w pobliżu celu, w generowanej trajektorii ruchu dominujący udział ma zachowanie typu GS. Gdy WMR znajduje się w pobliżu przeszkód, dominujący udział ma zachowanie typu OA, natomiast w pozostałych przypadkach wynikowe zachowanie jest połączeniem zachowań typu OA i GS w odpowiednich proporcjach, wynikających z przyjętej bazy reguł, gdzie położenia funkcji przynależności do zbiorów rozmytych dobrano heurystycznie. Zastosowanie koordynacji sterowań behawio-

ralnych o zmiennym udziale poszczególnych zadań umożliwia realizację zadania typu GSOA.



Rys. 4. a) Funkcje przynależności do zbiorów rozmytych przesłanek wartości d_G^* , b) funkcje przynależności do zbiorów rozmytych przesłanek wartości d_o^*

Fig. 4. a) Membership functions of premises of d_G^* value, b) membership functions of premises of d_o^* value



Rys. 5. Schemat bazy reguł układu z logiką rozmytą

Rys. 6. Powierzchnia modelu rozmytego
Fig. 6. Surface of the fuzzy logic model

Fig. 5. Scheme of the rules base of the fuzzy logic system

3.2. Warstwa realizacji ruchu

Warstwa realizacji ruchu generuje sygnały sterujące $\mathbf{u}_{\{k\}}$ układami napędowymi, umożliwiając ruch p. A ramy WMR po wyznaczonym torze ruchu, zachowując zadaną orientację ramy. Na podstawie zadanych ($\mathbf{z}_{d\{k\}}$) i zrealizowanych ($\mathbf{z}_{d\{k\}}$) parametrów ruchu wyznaczono błędy nadążania

$$\begin{aligned}\mathbf{e}_{1\{k\}} &= \mathbf{z}_{1\{k\}} - \mathbf{z}_{d1\{k\}}, \\ \mathbf{e}_{2\{k\}} &= \mathbf{z}_{2\{k\}} - \mathbf{z}_{d2\{k\}},\end{aligned}\tag{7}$$

a na ich podstawie uogólnione błędy nadążania, minimalizowane przez algorytm realizacji ruchu:

$$\mathbf{s}_{\{k\}} = \mathbf{e}_{2\{k\}} + \mathbf{\Lambda}\mathbf{e}_{1\{k\}},\tag{8}$$

gdzie: $\mathbf{\Lambda}$ - diagonalna, stała, dodatnio określona macierz projektowa.

W warstwie realizacji ruchu zastosowano algorytm ADP [14, 15, 17] w konfiguracji DHP. Składa się on ze struktur aktora, krytyka oraz modelu predykcyjnego sterowanego obiektu. Struktury aktora i krytyka zrealizowano z zastosowaniem NN *Random Vector Functional Link* (RVFL). Zarówno aktor, jak i krytyk składają się z dwóch SN RVFL liniowych ze względu na wagi warstwy wyjściowej, o stałych wartościach wag warstwy wejściowej dobieranych losowo w procesie inicjalizacji oraz sigmoidalnych bipolarnych funkcjach aktywacji neuronów. W każdej z NN zastosowano 8 neuronów.

Warstwa sterowania ruchem nadążnym WMR składa się z algorytmu ADP w konfiguracji DHP, generującego sygnał sterowania $\mathbf{u}_{A\{k\}}$, regulatora PD o sygnale sterowania $\mathbf{u}_{PD\{k\}}$ oraz dodatkowych elementów układu sterowania takich jak człon sterowania nadzorującego oraz dodatkowy sygnał sterowania $\mathbf{u}_{E\{k\}}$. Człon sterowania nadzorującego o strukturze wynikającej z analizy stabilności zamkniętego układu sterowania ruchem nadążnym, przeprowadzonej z zastosowaniem teorii stabilności Lyapunov'a, generuje sygnał sterowania $\mathbf{u}_{S\{k\}}$, zapewniający stabilność zamkniętego układu sterowania. Dodatkowy sygnał sterowania $\mathbf{u}_{E\{k\}}$ ma strukturę wynikającą z procesu dyskretyzacji ciągłego opisu układu zamkniętego. Zadaniem regulatora PD jest m.in. generowanie sygnału sterowania ruchem nadążnym w początkowym etapie ruchu WMR, w przypadku gdy proces adaptacji wag NN struktury kompensującej nieliniowości sterowanego obiektu dopiero się rozpoczął. Całkowity sygnał sterowania ruchem nadążnym WMR przyjęto w formie

$$\mathbf{u}_{\{k\}} = -\frac{1}{h}\mathbf{M}\left[\mathbf{u}_{A\{k\}} + \mathbf{u}_{PD\{k\}} + \mathbf{u}_{S\{k\}} + \mathbf{u}_{E\{k\}}\right],\tag{9}$$

gdzie:

$$\begin{aligned}\mathbf{u}_{PD\{k\}} &= \mathbf{K}_D\mathbf{s}_{\{k\}}, \\ \mathbf{u}_{S\{k\}} &= \mathbf{I}_S\mathbf{u}_{S\{k\}}^*, \\ \mathbf{u}_{E\{k\}} &= h\left[\mathbf{\Lambda}\mathbf{e}_{2\{k\}} - \mathbf{z}_{d3\{k\}}\right],\end{aligned}\tag{10}$$

gdzie: \mathbf{K}_D – dodatnio określona, diagonalna macierz współczynników wzmocnień regulatora PD, $\mathbf{u}_{S\{k\}}^*$ – wektor sygnałów sterowania nadzorującego, \mathbf{I}_S – macierz diagonalna o współczynnikach $I_{S\{j,j\}}=1$, gdy $|s_{\{j\}\{k\}}|\geq\rho_{\{j\}}$, lub $I_{S\{j,j\}}=0$ w przeciwnym przypadku, $j=1,2$, $\rho_{\{j\}}$ – stała wartość projektowa.

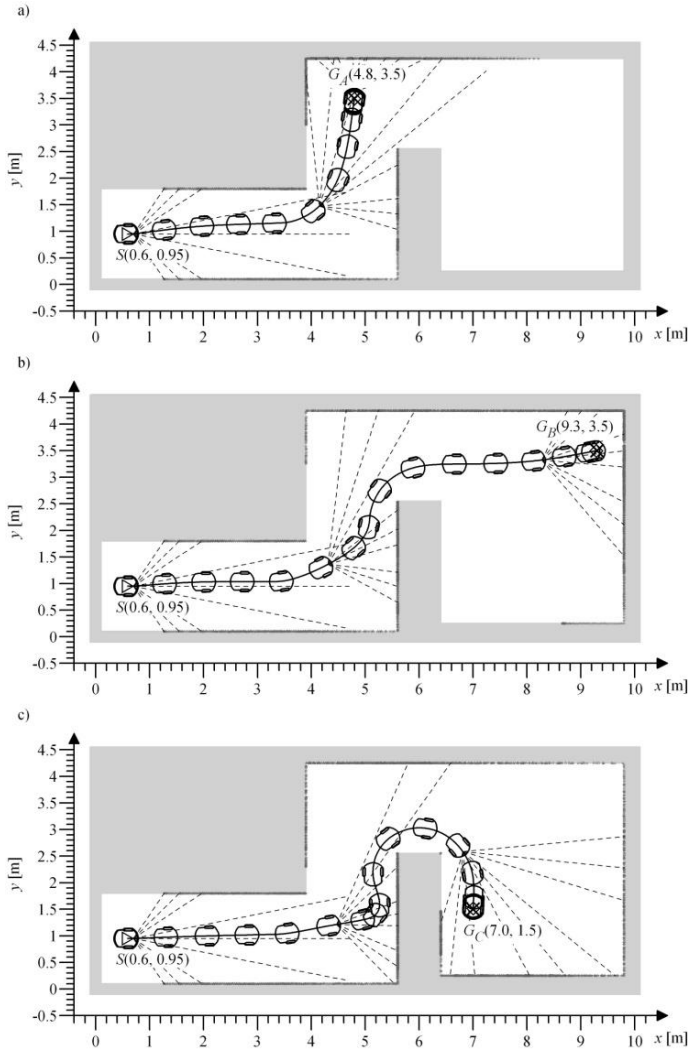
Algorytm sterowania ruchem nadążnym WMR szczegółowo opisano w [9, 10].

4. Wyniki testów numerycznych

Testy numeryczne hierarchicznego układu sterowania przeprowadzono w środowisku obliczeniowym Matlab/Simulink. Zamodelowano dynamiczne równania ruchu WMR, zasymulowano działanie układu sensorycznego robota, zrealizowanego w formie laserowego skaner przestrzeni, oraz zaprogramowano model laboratoryjnego środowiska pomiarowego. Przygotowane algorytmy symulacji umożliwiły modelowanie ruchu WMR oraz jego interakcji ze środowiskiem realizowanej z zastosowaniem układu sensorycznego. W ramach testów numerycznych przeprowadzono symulację działania hierarchicznego układu sterowania ruchem WMR w złożonym zadaniu typu GSOA. W celu uproszczenia zapisu zmiennych, w dalszej części artykułu zrezygnowano z zamieszczania indeksu k w oznaczeniach zmiennych, w testach numerycznych stosowano krok dyskretyzacji czasu o wartości $h = 0.01$ [s]. Przeprowadzono testy numeryczne ruchu WMR w symulowanym torze pomiarowym, z położenia początkowego w punkcie $S(0.6, 0.95)$, oznaczonego trójkątem na rys. 7, do celu oznaczonego znakiem „X”, zlokalizowanego w punktach: $G_A(4.8, 3.5)$, $G_B(9.3, 3.5)$, $G_C(7.0, 1.5)$. Tor ruchu p. A MRK, oznaczony linią ciągłą, wraz z mapą otoczenia przedstawiono na rys. 7.a), b) i c) odpowiednio dla poszczególnych lokalizacji celu. Szarymi kropkami oznaczono położenia przeszkód zlokalizowane przez zamodelowany układ sensoryczny WMR. Liniami przerywanymi zaznaczono osie wybranych pomiarów zrealizowanych przez układ sensoryczny WMR w chwilach czasu $t = 0$ [s], $t = 14$ [s] i $t = 28$ [s].

Realizacja zadania typu GSOA była uznawana za poprawną, jeżeli po zakończeniu ruchu WMR odległość do celu $d_G \leq 0.03$ [m]. Przeprowadzone testy numeryczne potwierdziły poprawność procesu generowania bezkolizyjnej trajektorii ruchu MRK w nieznanym środowisku. Poniżej szczegółowo przedstawiono wyniki otrzymane w trakcie symulacji ruchu WMR do celu $G_B(9.3, 3.5)$.

Przebieg wartości odległości do celu d_G przedstawiono na rys. 8.a). Odległość do celu zmniejsza się w czasie ruchu WMR do zakładanej wartości $d_G \leq 0.03$ [m]. Na rys. 8.b) przedstawiono przebieg wartości kąta ψ_G , którego wartość zmienia się w trakcie ruchu robota ze względu na orientację ramy WMR. Można zauważyć, że w końcowym etapie ruchu, gdy $t > 25$ [s], wartość kąta ψ_G jest bliska zero, co oznacza, że WMR porusza się w kierunku celu po torze ruchu zbliżonym do prostoliniowego.

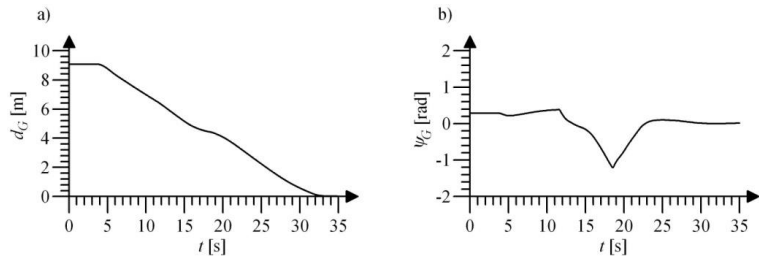


Rys. 7. Mapa symulowanego środowiska pomiarowego w zadaniu typu „podążaj do celu z omijaniem przeszkód” w ruchu do celu: a) $G_A(4,8; 3,5)$, b) $G_B(9,3; 3,5)$, c) $G_C(7,0; 1,5)$

Fig. 7. Map of the simulated environment in the „goal seeking and obstacle avoiding” task in moving to the goal: a) $G_A(4.8, 3.5)$, b) $G_B(9.3, 3.5)$, c) $G_C(7.0, 1.5)$

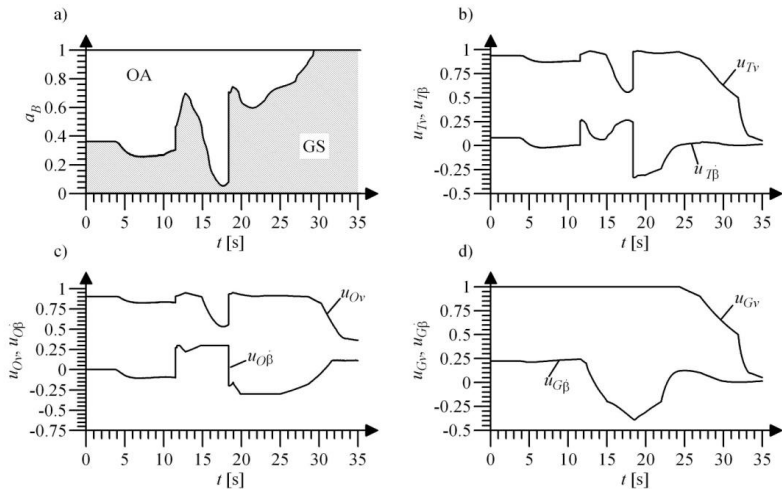
Przebieg wartości sygnału koordynującego udział poszczególnych sterowań behawioralnych a_B przedstawiono na rys. 9.a. Przebieg wartości wynikowych sygnałów sterowania warstwy generowania bezkolizyjnej trajektorii ruchu u_{TV} i $u_{T\beta}$ przedstawiono na rys. 9.b. Sygnały te, zgodnie z zależnością (4), mają wartości wyznaczone na podstawie behawioralnych sygnałów sterowania dla zadań

typu OA (rys. 9.c) i GS (rys. 9.d). Wartość sygnału koordynacji zachowań a_B zmienia się w zależności od odległości do celu i przeszkód, przykładowo w czasie $t_I \in \langle 15, 18.5 \rangle$ [s] WMR zbliża się do przeszkody, wartość sygnał a_B maleje, co zwiększa wpływ sterowań behawioralnych typu OA w wynikowych sygnałach sterowania warstwy generowania trajektorii ruchu.



Rys. 8. a) Odległość do celu d_G , b) wartość kąta ψ_G

Fig. 8. a) Distance to the goal d_G , b) value of the ψ_G angle

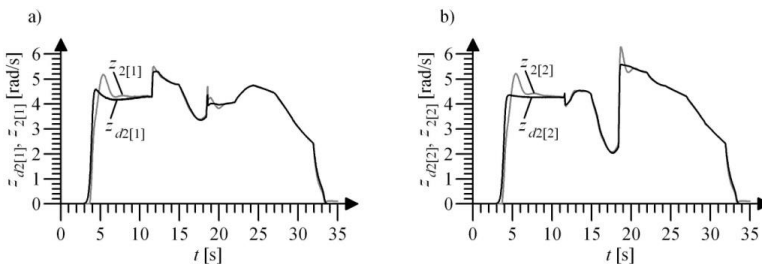


Rys. 9. a) Sygnał a_B , b) sygnały sterowania warstwy generowania trajektorii u_{Tv} i $u_{T\beta}$, c) sygnały u_{Ov} i $u_{O\beta}$ układu sterowania realizującego zadanie typu „omijaj przeszkodę”, d) sygnały u_{Gv} i $u_{G\beta}$ układu sterowania realizującego zadanie typu „podażaj do celu”

Fig. 9. a) The signal a_B , b) the control signals of the trajectory generating layer u_{Tv} and $u_{T\beta}$, c) the signals u_{Ov} and $u_{O\beta}$ of the control system realising the „obstacle avoiding” task, d) the signals u_{Gv} and $u_{G\beta}$ of the control system realising the „goal seeking” task

Jednocześnie sygnały sterowania behawioralnego typu OA zmieniają swoją wartość, wartość u_{Ov} maleje, co powoduje zmniejszenie prędkości p. A WMR, natomiast wartość $u_{O\beta}$ jest „duża” dodatnia, co powoduje realizację manewru omięcia przeszkody. Odległość do przeszkód nie ma wpływu na wartości sygnałów sterowania behawioralnego typu GS. W czasie $t > 30$ [s] WMR znajduje się w pobliżu celu, zgodnie z przyjętą bazą reguł rozmytego koordynatora sterowań behawioralnych realizowane jest jedynie zadanie typu GS.

Na podstawie sygnałów sterowania warstwy planowania trajektorii ruchu u_{Tv} i $u_{T\beta}$, zgodnie z zależnością (5), były obliczane zadane wartości prędkości kątowych kół 1 i 2, $z_{d2[1]}$ i $z_{d2[2]}$, a na ich podstawie pozostałe zadane parametry kątowe ruchu kół napędzających. Przebiegi wartości zadanych ($z_{d2[1]}$, $z_{d2[2]}$) i zrealizowanych ($z_{2[1]}$, $z_{2[2]}$) prędkości kątowych obrotu kół napędzających 1 i 2 przedstawiono odpowiednio na rys. 10.a i 10.b.

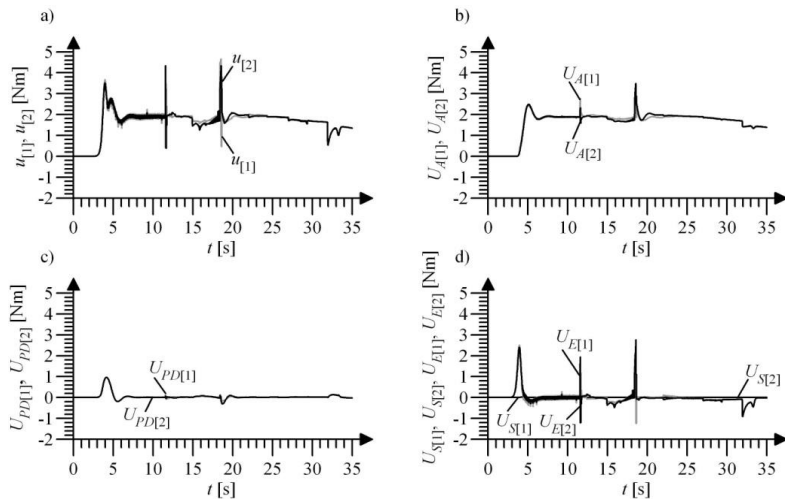


Rys. 10. a) Wartość zadanej $z_{d2[1]}$ i zrealizowanej $z_{2[1]}$ prędkości kątowej koła 1, b) wartość zadanej $z_{d2[2]}$ i zrealizowanej $z_{2[2]}$ prędkości kątowej koła 2

Fig. 10. a) Value of the set $z_{d2[1]}$ and realised $z_{2[1]}$ angular velocity of the wheel 1, b) value of the set $z_{d2[2]}$ and realised $z_{2[2]}$ angular velocity of the wheel 2

Jednocześnie wygenerowane zadane parametry ruchu były przekazywane do warstwy sterowania ruchem nadsztywnym w celu obliczenia sygnałów sterowania zespołami napędowymi w celu realizacji trajektorii. Przebiegi całkowitych sygnałów sterowania ruchem nadsztywnym $u_{[1]}$ i $u_{[2]}$ przedstawiono na rys. 11.a. Zgodnie z przyjętym prawem sterowania (9), składają się one z sygnałów sterowania generowanych przez strukturę aktor-krytyk, $u_{A[1]}$ i $u_{A[2]}$, przedstawionych na rys. 11.b, sygnałów sterowania regulatora PD, $u_{PD[1]}$ i $u_{PD[2]}$ (rys. 11.c), sygnałów sterowania nadzorującego, $u_{S[1]}$ i $u_{S[2]}$, oraz dodatkowych sygnałów sterowania $u_{E[1]}$ i $u_{E[2]}$, przedstawionych na rys. 11.d. W początkowej fazie ruchu, rozpędzaniu, można zauważyć dominujący udział sygnałów sterowania generowanych przez regulator PD oraz dodatkowych sygnałów sterowania $u_{E[1]}$ i $u_{E[2]}$ w wartości całkowitych sygnałów sterowania. Jest to wynik zastosowania najmniej korzystnego przypadku zerowych wartości wag początkowych w NN struktury

aktor-krytyk, co można interpretować jako brak wiedzy na temat dynamiki sterowanego obiektu zawartej w wagach NN. W kolejnych etapach ruchu, ze względu na proces adaptacji wag NN prowadzony on-line, sygnały sterowania struktury aktor-krytyk przejmują dominującą rolę w generowanych całkowitych sygnałach sterowania, a sygnały sterowania generowane przez regulator PD są redukowane do wartości bliskich zero. Przebiegi wartości błędów nadążania kąta obrotu $e_{1[1]}$ oraz prędkości kątowej $e_{2[1]}$ koła 1 przedstawiono na rys. 12.a, analogicznie błędy nadążania koła 2 na rys. 12.b. W początkowej fazie ruchu, gdy proces adaptacji wag NN rozpoczyna się, błędy nadążania są największe, co wynika z dominującej roli sygnałów sterowania regulatora PD w całkowitych sygnałach sterowania. W kolejnych etapach ruchu, gdy sygnały sterowania członu kompensującego nieliniowości obiektu, zrealizowanego w formie struktury aktor-krytyk, przejmują dominującą rolę w sterowaniach całkowitych ruchem nadążnym, błędy nadążania są redukowane do wartości bliskich zero. Wartości błędów nadążania pozostają ograniczone w trakcie testu numerycznego.



Rys. 11. a) Wartości całkowitych sygnałów sterowania nadążnego $u_{[1]}$ i $u_{[2]}$, b)

wartości sygnałów sterowania NN aktora $U_{A[1]}$ i $U_{A[2]}$, $\mathbf{U}_A = -\frac{1}{h}\mathbf{M}\mathbf{u}_A$, c)

wartości sygnałów sterowania regulatora PD $U_{PD[1]}$ i $U_{PD[2]}$, d) wartości sygnałów

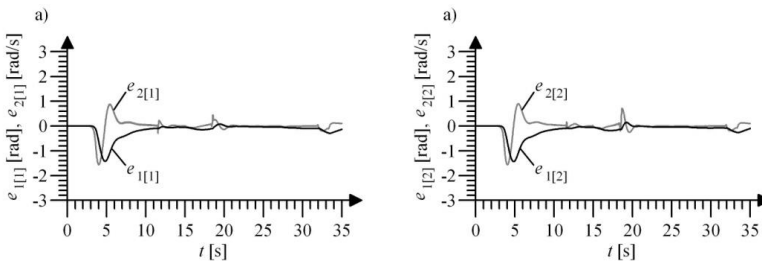
sterowania $U_{E[1]}$ i $U_{E[2]}$ oraz sygnałów sterowania nadzorującego $U_{S[1]}$ i $U_{S[2]}$

Fig. 11. a) Values of total tracking control signals $u_{[1]}$ and $u_{[2]}$, b)

values of actor's NNs control signals $U_{A[1]}$ and $U_{A[2]}$, $\mathbf{U}_A = -\frac{1}{h}\mathbf{M}\mathbf{u}_A$, c)

values of PD control signals $U_{PD[1]}$ and $U_{PD[2]}$, d) values of control signals $U_{E[1]}$ and $U_{E[2]}$ and

supervisory control signals $U_{S[1]}$ and $U_{S[2]}$



Rys. 12. a) Wartości błędów nadążania koła 1, $e_{1[1]}$ i $e_{2[1]}$, b) wartości błędów nadążania koła 2, $e_{1[2]}$ i $e_{2[2]}$

Fig. 12. a) Values of tracking errors of the first wheel, $e_{1[1]}$ and $e_{2[1]}$, b) values of tracking errors of the second wheel, $e_{1[2]}$ and $e_{2[2]}$

5. Podsumowanie

Przedstawiono hierarchiczny układ sterowania ruchem WMR zbudowanych z dwóch warstw. Warstwa nadrzędna generuje trajektorię ruchu WMR w złożonym zadaniu typu GSOA. Została ona zrealizowana z zastosowaniem metod sztucznej inteligencji w formie pięciu FLS. Jest zorganizowana w formie trzech struktur, z których pierwsza składa się z dwóch FLS i generuje sygnały sterowania behawioralnego w zadaniu typu OA, na podstawie sygnałów z zamodelowanego układu sensorycznego WMR. Druga ze struktur generuje sygnały sterowania behawioralnego w zadaniu typu GS, również została zrealizowana w formie dwóch FLS. Trzecia ze struktur, składająca się z jednego FLS, generuje sygnał koordynujący sterowania behawioralne typu OA i GS, w zależności od odległości do celu i warunków środowiska, w celu realizacji złożonego zadania typu GSOA. Drugą, podrzędną warstwę hierarchicznego układu sterowania stanowi neuronowy algorytm sterowania ruchem nadążnym, zrealizowany z zastosowaniem struktury ADP w konfiguracji DHP. Algorytm DHP składa się z dwóch struktur adaptacyjnych: aktora i krytyka, zrealizowanych w formie NN typu RVFL, w których zastosowano sigmoidalne bipolarne funkcje aktywacji neuronów. Zaproponowany algorytm sterowania poprawnie generuje i realizuje trajektorię ruchu WMR w złożonym zadaniu typu GSOA, co potwierdzono przeprowadzonymi testami numerycznymi. Poprawna realizacja trajektorii ruchu do wybranych punktów nie jest możliwa z zastosowaniem pojedynczych sterowań behawioralnych typu OA lub GS, a jedynie poprzez ich połączenie. Zastosowanie FLS w algorytmach sterowania behawioralnego i rozmytym koordynatorze sterowań behawioralnych umożliwia planowanie sposobu generowania trajektorii ruchu na podstawie wiedzy eksperta. Zastosowanie algorytmów DHP w warstwie realizacji ruchu umożliwia uzyskanie wymaganej jakości realizacji ruchu.

Literatura

- [1] Arkin R.C.: Behavior-based robotics, MIT Press, Cambridge 1998.
- [2] Borenstein J., Koren Y.: Real-time obstacle avoidance for fast mobile robots, *IEEE Trans. Systems Man. Cybernetics*, 19 (1989) 1179-1187.
- [3] Burghardt A.: Implementation of kohonen network in behavioral control of the amigobot wheeled mobile robot, *Mechanics Mechanical Eng.*, 12 (2008) 337-347.
- [4] Faihimi F.: Autonomous robots. Modeling, path planning, and control, Springer, New York 2009.
- [5] Giergiel M.J., Hendzel Z., Żylski W.: Modelowanie i sterowanie mobilnych robotów kołowych, PWN, Warszawa 2002.
- [6] Giergiel J., Żylski W.: Description of motion of a mobile robot by Maggie's equations, *J. Theor. Appl. Mech.*, 43 (2005) 511-521.
- [7] Hendzel Z.: Fuzzy reactive control of wheeled mobile robot, *J. Theor. Appl. Mech.*, 42 (2004) 503-517.
- [8] Hendzel Z., Burghardt A.: Rozmyte sterowanie odruchowe elementarnymi zachowaniami mobilnego robota, *PAK*, 11 (2004) 23-25.
- [9] Hendzel Z., Szuster M.: Discrete model-based adaptive critic designs in wheeled mobile robot control, *Lecture Notes Artificial Intelligence*, 6114 (2010) 264-271.
- [10] Hendzel Z., Szuster M.: Discrete neural dynamic programming in wheeled mobile robot control, *Communic. Nonlinear Sci.Num. Simulation*, 16 (2011) 2355-2362.
- [11] Hendzel Z., Szuster M.: Neuronowe programowanie dynamiczne w sterowaniu behawioralnym mobilnym robotem kołowym, *Acta Mech. Automat.*, 5 (2011) 28-36.
- [12] Maaref H., Barret C.: Sensor-based navigation of a mobile robot in an indoor environment, *Robotics Autonomous Systems*, 38 (2002) 1-18.
- [13] Millan J.: Reinforcement learning of goal-directed obstacle-avoiding reaction strategies in an autonomous mobile robot, *Robotics Autonomous Systems*, 15 (1995) 275-299.
- [14] Prokhorov D.V., Wunsch D.C.: Adaptive critic designs, *IEEE Trans. Neural Networks*, 8 (1997) 997-1007.
- [15] Powell W.B.: Approximate dynamic programming: solving the curses of dimensionality, Wiley, New Jersey 2007.
- [16] Sarkar S., Shome S.N., Nandy S.: An intelligent algorithm for the path planning of autonomous mobile robot for dynamic environment, *Communic. Computer Infor. Sci.*, 103 (2010) 202-209.
- [17] Si J., Barto A.G., Wunsch D.C.: Handbook of learning and approximate dynamic programming, Wiley-IEEE Press, 2004.
- [18] Szuster M., Hendzel Z., Burghardt A.: Fuzzy sensor-based navigation with neural tracking control of the wheeled mobile robot, *Lecture Notes in Artificial Intelligence*, 8468 (2014) 302-313.
- [19] Szuster M.: Rozmyte sterowanie behawioralne mobilnym kołowym w nieznanym środowisku, *ZN PRz s. Mechanika*, 86 (2014) 603-619.

PLANNING OF MOTION OF THE WHEELED MOBILE ROBOT USING FUZZY LOGIC ALGORITHMS

Summary

In the article the hierarchical control system of the wheeled mobile robot movement in the unknown environment with static obstacles was presented. The control system consists of two layers, the path planning layer and the tracking control layer. The path planning layer generates the collision-free trajectory of the robot in the complex “goal seeking and obstacle avoiding” task. In the path planning layer fuzzy logic systems were used. The subordinate layer of the hierarchical control system was the neural tracking control algorithm. In that layer the approximate dynamic programming algorithm in the dual heuristic dynamic programming configuration was used. It was realised in a form of two structures: the actor and the critic. In both the actor and the critic structures artificial neural networks with input layer weights chosen randomly in the network initialization process and sigmoidal bipolar neuron activation functions were used. Performance evaluation of the trajectory of generating and realisation processes was verified by the series of numerical tests performed in the Matlab/Simulink computational environment, using the wheeled mobile robot emulator and the laboratory environment emulator.

Keywords: approximate dynamic programming, trajectory generator, neural networks, tracking control, fuzzy logic systems

DOI: 10.7862/rm.2015.35

Otrzymano/received: 4.05.2015 r.

Zaakceptowano/accepted: 16. 09.2015 r.

Tomasz TRZEPIECIŃSKI¹

Irena NOWOTYŃSKA²

Feliks STACHOWICZ³

Tomasz MALINOWSKI⁴

Tomasz PIEJA⁵

THERMOVISUAL ANALYSIS OF STAINLESS STEEL SHEET HEATING

The purpose of warm forming is to reduce the deformation resistance, and therefore the formation of products at reduced pressures. A key problem associated with warm sheet metal forming is uniform heating of the material to a required temperature. This task is carried out mostly by using resistance heating plates. The article presents the results of the analysis of the thermal state of a heating plate for induction heating of an AMS 5604 stainless steel sheet. To determine the temperature distribution on the sheet surface an FLIR P 640 thermal imaging camera was used. It was found that the temperature difference on the outer surface of sheets preheated to the temperature of 900°C was about 300°C. A large difference in the temperature on the outer surface of the sheet means that the analysed device cannot be successfully used in the heating process of stainless steel sheets. After the application of a layer of graphite on the sheet surface to increase the emissivity, areas of low emissivity as a result of graphite detachment from the sheet surface were observed.

Keywords: emissivity, heating plate, thermovision, stainless steel sheet

1. Introduction

AMS alloys find numerous applications, especially in the aerospace industry and in the electronics and automotive industry, thanks to their excellent corrosion resistance, good mechanical properties at high temperature and good surface appearance. Sheets made of this type of alloy can be formed with an application of metal forming methods. Because of the low elongation capacity the

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Tomasz Trzepieciński, Rzeszow University of Technology, 12 Powstańców Warszawy Ave., 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 865 1714, e-mail: tomatrz@prz.edu.pl

² Irena Nowotyńska, Rzeszow University of Technology, e-mail: i_nowot@prz.edu.pl

³ Feliks Stachowicz, Rzeszow University of Technology, e-mail: stafel@prz.edu.pl

⁴ Tomasz Malinowski, Pratt & Whitney Rzeszów, e-mail: Tomasz.Malinowski@wskrz.com

⁵ Tomasz Pieja, Pratt & Whitney Rzeszów, e-mail: Tomasz.Pieja@wskrz.com

plastic working of such sheets is not an easy task. At the same time the development of techniques using advanced sheet-forming processes of stainless steel [1-4] is still ongoing as the plasticity of stainless steel in various process conditions has not been thoroughly investigated yet. In the case of cold forming of this type of sheet it is impossible to get enough high strains to produce components with complex shapes but the proper softening treatment of such alloys can greatly improve it. The temperature of plastic working can change as above a certain temperature when the process of intensive ageing of the supersaturated alloy takes place, leading at the same time to a strong decrease in plasticity and strength of the supersaturated alloy [5-6]. Therefore, it is important to determine the parameters of the treatment at higher temperature so as to avoid ageing of the material during the process and to obtain low stress in plastic forming. To form plastic parts from difficult deformable materials warm working is increasingly used. The literature covering the development of warm forming relates primarily to aluminium and magnesium alloys, and there are fewer data on alloys of titanium and steel.

The behaviour and formability of sheet steel in the forming processes are the subject of few studies. Takuda et al. [2] conducted experiments on warm forming of drawpieces of austenitic stainless steel and determined the distribution of martensite in the samples. Iguchi and Ujio [4] studied the influence of temperature gradients on the plasticity of ferritic stainless steel. Stachowicz et al. [1] examined the impact of temperature on the mechanical properties (such as yield point) and on springing in the V-bend test for corrosion-resistant steel. Yi et al. [7] conducted a study on warm forming of drawpieces of AZ31 and ZE10 magnesium alloys. Similar studies were conducted by Mekonen et al. [8] for AZ31 and ZE10 alloys and a constitutive relationship describing the behaviour of the material was developed. Palumbo et al. [9], Ren et al. [10] and Lee et al. [11] studied the effects of punch velocity and tool temperature on pressing depth for AZ31 magnesium alloy. Zhang et al. [12] studied, inter alia, the impact of grease and the clearance between the punch and die block on the press formability of AZ31 alloy. Chang et al. [13] conducted simulations using the finite element method for warm forming process of AZ31 alloy drawpieces and obtained compliance with the results of experimental studies. Similar studies were conducted by Lee et al. [14]. The formability of Al-Mg sheet can be greatly improved by warm forming [15]. The potential process for mass production of magnesium alloy components was investigated by Wang et al. [16]. Bagheriasl et al. [17] studied the effect of tool temperature on the press formability of aluminium alloys. Laurent et al. [18] investigated the warm deep drawing of circular AA5754-O aluminium alloy blanks using specially designed equipment. Temperature-dependent anisotropic model for the material was implemented in the ABAQUS/Standard program. Extensive experimental and numerical studies on drawpieces formation at different tool temperatures relate mainly to magnesium and aluminium alloys [14, 19-22].

In spite of research on various process parameters and their influence on the behaviour of different metals and alloys there are no exact data related to corrosion-resistant alloys. Therefore, in order to obtain more detailed information about the behaviour of stainless steel in the process of shaping, especially at high temperatures, there is a need for experimentation in this area. The article presents the analysis of the thermal state of a heating plate for induction heating of an AMS 5604 stainless steel sheet. To determine the temperature distribution on the sheet surface a thermal imaging camera was used.

2. Methods

In order to prove the applicability of the induction heating process of stainless steel sheets for sheet metal forming thermovisual investigations were carried out. We analysed the thermal state of a heating plate which was part of an industrial device (fig. 1) for induction heating of sheet metals. The thermovisual analysis of the plate state was carried out during heating of an AMS 5604 stainless steel sheet (chemical composition: Cr 16.5, Ni 4.0, Cu 4.0, Mn 1.0, Mo 0.5, Si 1.0, Nb 0.3, C 0.07 wt. pct.), with a thickness of 1.6 mm. AMS 5604 alloy is a martensitic stainless steel that provides an outstanding combination of good corrosion resistance and high strength, and is used extensively in the aerospace industry for various aircraft components.

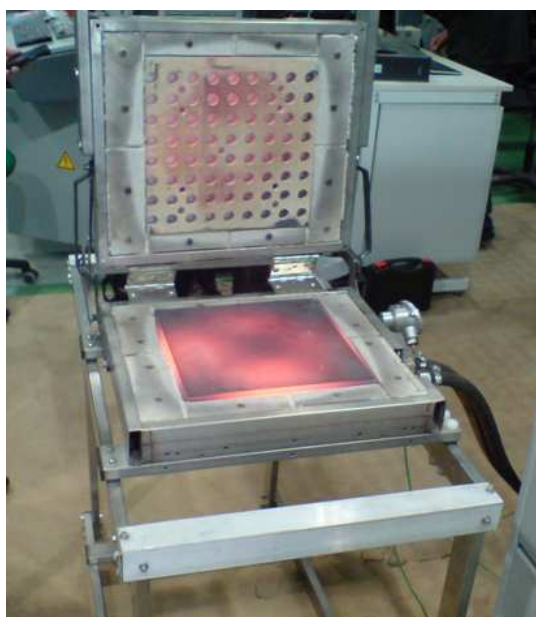


Fig. 1. Device for induction heating of sheet metals

A steel plate was preheated to 900°C for a sheet metal forming operation. Distributions of temperature on the sheet surface were determined using an FLIR P 640 thermal imaging camera with sensitivity spanning the 8 to 14 μm wavelength range. Thermographic measurements were performed in stationary state in a conditioned room. The measurement conditions were as follows: ambient temperature 16°C, apparent temperature 17°C, relative humidity 60%, plate emissivity 0.98.

3. Results and discussion

The temperature gradient on the outer sheet surface area Ar1 (fig. 2) was about 300°C (fig. 3). A large difference in the temperature on the outer surface of the sheet means that the analysed device cannot be successfully used in the heating process of stainless steel sheets. The lowest temperature was observed in the corners of the analysed area Ar1. This area was nearly equal to the operating area of the heating plate. In the middle part of area Ar1 the temperature distribution was quite uniform, so it is suggested that to ensure uniform distribution of temperature in the heating plate area should be increased.

To increase the emissivity of the sheet the outer sheet surface was covered by a graphite layer. The areas of low emissivity (fig. 4) were a result of graphite detachment from the sheet surface. The distribution of the temperature reflected from the surfaces surrounding the analysed object is shown in the fig. 4. To obtain a true temperature field the thermovisual measurements at near-ambient conditions must take into account the radiation of surroundings. The radiation measured by an infrared camera not only depends on the temperature of the object, but is also a function of its emissivity. The distribution of temperature along the x- and y-direction (fig. 4) was not satisfactory. The temperature gradient along both directions was close to 100°C (figs. 5 and 6).

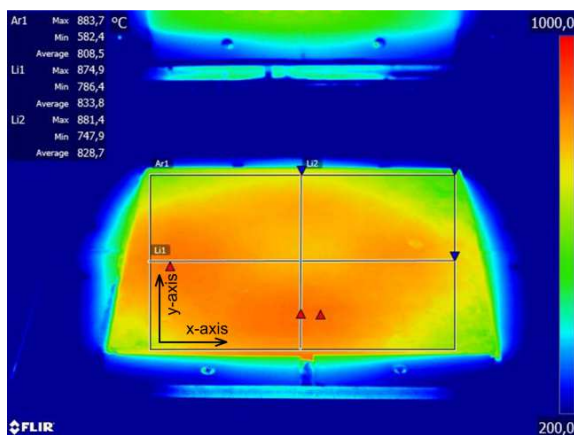


Fig. 2. Thermogram of heating plate

Although atmospheric infrared radiation can be neglected at short distances from the target surface, infrared temperature measurements are perturbed by the surrounding radiation [23, 24]. The heating efficiency of the induction plate depends on the geometry of the inductor and the position of the magnetic field relative to the workpiece. Furthermore the distance between inductor and pre-heated sheet also influences the efficiency of the heating device.

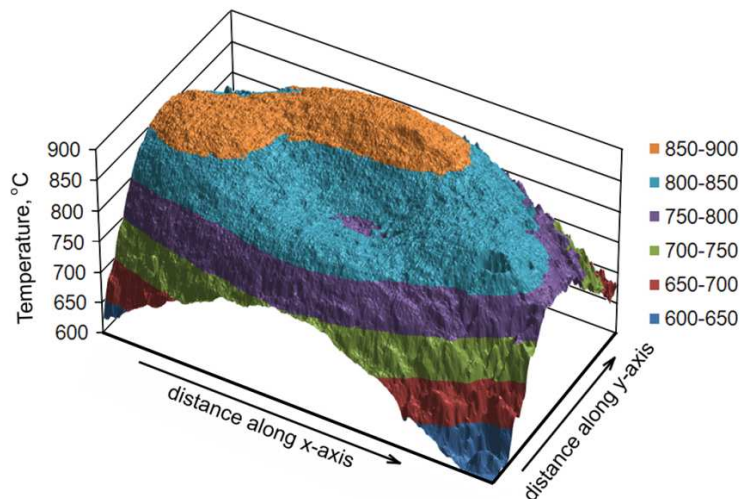


Fig. 3. Temperature distribution in analysed heating plate area (see fig. 2)

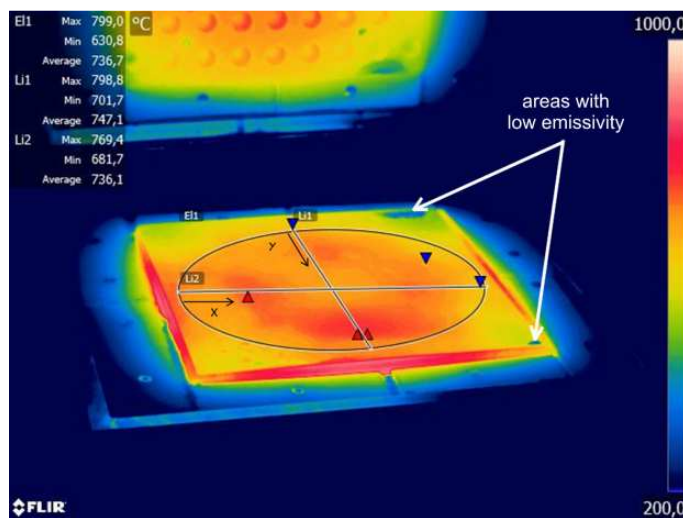


Fig. 4. Thermogram of sheet after the application of a graphite layer on the sheet surface

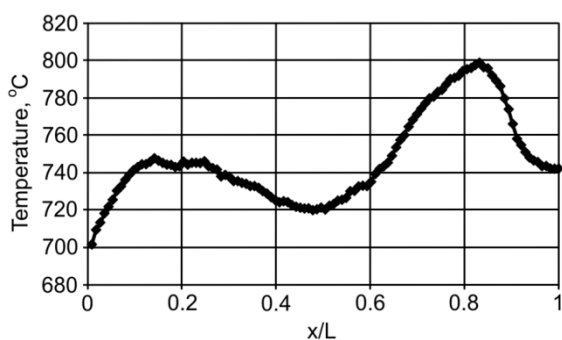


Fig. 5. Temperature distribution in outer sheet surface along the x-direction

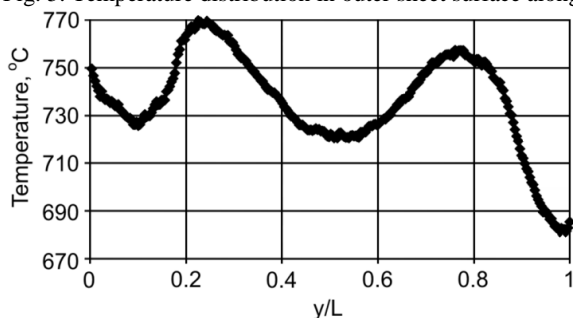


Fig. 6. Temperature distribution in outer sheet surface along the y-direction

4. Conclusions

The thermovisual technique can be successfully used instead of standard sensors for measuring both the sheet surface and heating plate temperature. The distribution of temperature can be recorded at a certain point on a chosen line on the sheet profile or area.

The temperature difference on the outer surface of sheets preheated to a temperature of 900°C was about 300°C. After the application of a layer of graphite on the sheet surface to increase the emissivity, the temperature gradient was smaller and was close to 100°C. Observed areas of low emissivity of sheet metal were a result of graphite detachment from the sheet surface. A large difference in the temperature on the outer surface of the sheet means that the analysed device cannot be successfully used in the heating process of stainless steel sheets.

Literatura

- [1] Stachowicz F., Trzepieciński T., Pieja T.: Warm forming of stainless steel sheet, Arch. Civ. Mech. Eng., 10 (2010) 85-94.

- [2] Takuda H., Mori K., Masachika T., Yamazaki E., Watanabe Y.: Finite element analysis of the formability of an austenitic stainless steel sheet in warm deep drawing, *J. Mater. Proc. Tech.*, 143-144 (2003) 242-248.
- [3] Lonardelli I., Bosetti P., Bruschi S., Molinari A.: On the formability and microstructural characteristics of AISI 301 parts formed by single-point incremental forming, *Key Eng. Mater.*, 473 (2011) 869-874.
- [4] Iguchi T., Ujio T.: Effect of imposing temperature gradient in stretch forming process for ferritic stainless steel sheets, *AIP Conf. Proc.*, 1252 (2010) 1193-1200.
- [5] Shankar V., Bhanu Sankara Rao K., Mannan S.L.: Microstructure and mechanical properties of Inconel 625 superalloy, *J. Nucl. Mater.*, 288 (2001) 222-232.
- [6] Shankar V., Valsan M., Bhanu Sankara Rao K., Mannan S.L.: Room temperature tensile behavior of service exposed and thermally aged alloy 625, *Scripta Mater.*, 44 (2001) 2703-2711.
- [7] Yi S., Bohlen J., Heinemann F., Letzig D.: Mechanical anisotropy and deep drawing behaviour of AZ31 and ZE10 magnesium alloy sheets, *Acta Mater.*, 58 (2010) 592-605.
- [8] Mekonen M.N., Steglich D., Bohlen J., Letzig D., Mosler J.: Mechanical characterization and constitutive modeling of Mg alloy sheets, *Mat. Sci. Eng. A-Struct.*, 540 (2012) 174-86.
- [9] Palumbo G., Sorgente D., Tricarico L., Zhang S.H., Zheng W.T.: Numerical and experimental investigations on the effect of the heating strategy and the punch speed on the warm deep drawing of magnesium alloy AZ31, *J. Mater. Proc. Tech.*, 191 (2007) 342-346.
- [10] Ren L.M., Zhang S.H., Palumbo G., Sorgente D., Tricarico L.: Numerical simulation on warm deep drawing of magnesium alloy AZ31 sheets, *Mat. Sci. Eng. A-Struct.*, 499 (2009) 40-44.
- [11] Lee Y.S., Kwon Y.N., Kang S.H., Kim S.W., Lee J.H.: Forming limit of AZ31 alloy sheet and strain rate on warm sheet metal forming, *J. Mater. Proc. Tech.*, 201 (2008) 431-435.
- [12] Zhang S.H., Zhang K., Xu Y.C., Wang Z.T., Xu Y., Wang Z.G.: Deep-drawing of magnesium alloy sheets at warm temperatures, *J. Mater. Proc. Tech.*, 185 (2007) 147-151.
- [13] Chang Q.F., Li D.Y., Peng Y.H., Zeng X.Q.: Experimental and numerical study of warm deep drawing of AZ31 magnesium alloy sheet, *Int. J. Mach. Tool. Manuf.*, 47 (2007) 436-43.
- [14] Lee Y.S., Kim M.C., Kim S.W., Kwon Y.N., Choi S.W., Lee J.H.: Experimental and analytical studies for forming limit of AZ31 alloy on warm sheet metal forming, *J. Mater. Proc. Tech.*, 187-188 (2007) 103-107.
- [15] Kurukuri S., van den Boogaard A.H., Miroux A., Holmedal B.: Warm forming simulation of Al-Mg sheet. *J. Mater. Proc. Tech.*, 209 (2009) 5636-5645.
- [16] Wang W., Huang L., Tao K., Chen ., Wei X.: Formability and numerical simulation of AZ31b magnesium alloy sheet in warm stamping process, *Mater. Des.*, 87 (2015) 835-844.
- [17] Bagheriasl R., Worswick M., McKinley J., Simha H.: An effective warm forming process; numerical and experimental study, *Int. J. Mater. Form.*, 3 (2010) 219-222.

- [18] Laurent H., Coer J., Manach P.Y., Oliveira M.C., Menezes L.F.: Experimental and numerical studies on the warm deep drawing of an Al-Mg alloy, *Int. J. Mech. Sci.*, 93 (2015) 59-72.
- [19] Zhang K.F., Yin D.L., Wu D.Z.: Formability of AZ31 magnesium alloy sheets at warm working conditions, *Int. J. Mach. Tool. Manu.*, 46 (2006) 1276-1280.
- [20] Takuda H., Mori K., Masuda I., Abe Y., Matsuo M.: Finite element simulation of warm deep drawing of aluminium alloy sheet when accounting for heat conduction, *J. Mater. Proc. Tech.*, 120 (2002) 412-418.
- [21] Li D., Ghosh A.K.: Biaxial warm forming behavior of aluminum sheet alloys, *J. Mater. Proc. Tech.*, 145 (2004) 281-293.
- [22] Lee M.H., Kim H.Y., Kim H.J., Choi Y.C., Oh S.I.: Numerical modeling of magnesium alloy sheet metal forming at elevated temperature, *AIP Conf. Proc.*, 908 (2007) 569-574.
- [23] Datcu S., Ibos L., Candau Y., Mattei S.: Improvement of building wall surface temperature measurements by infrared thermography, *Infrared Phys. Techn.*, 46 (2005) 451-467.
- [24] Bianchi F., Pisello A.L., baldinelli G., Asdrubali F.: Infrared thermography assessment of thermal bridges in building envelope: Experimental validation in a test room setup, *Sustainability*, 6 (2014) 7107-7120.

ANALIZA TERMOWIZYJNA PODGRZEWANIA BLACHY STALOWEJ NIERDZEWNEJ

Streszczenie

Celem obróbki plastycznej na półgorąco jest obniżenie oporu plastycznego, a zatem kształtowanie wyrobów przy obniżonych naciskach. Kluczowym problemem związanym z kształtowaniem blach na półgorąco jest równomierne podgrzanie materiału do wymaganej temperatury. Zadanie to jest realizowane najczęściej za pomocą oporowych płyt grzewczych. W pracy przedstawiono wyniki analizy stanu termicznego płyty grzejnej do indukcyjnego podgrzewania blach ze stali nierdzewnej AMS 5604. Do określenia rozkładu temperatury na powierzchni blachy wykorzystano kamerę termowizyjną FLIR P 640. Stwierdzono, że gradient temperatury w materiale podgrzewanym do temperatury 900°C wynosi około 300°C. Tak duża różnica w temperaturze na powierzchni płyty powoduje, że analizowane urządzenie nie może być z powodzeniem wykorzystane w procesie podgrzewania blach stalowych nierdzewnych. Po naniesieniu na powierzchnię blachy warstwy grafitu w celu zwiększenia emisyjności zaobserwowano obszary o niskiej emisyjności powstałe w wyniku odklejenia grafitu od powierzchni blachy.

Słowa kluczowe: emisyjność, płyta grzejna, termowizja, blacha stalowa nierdzewna

DOI: 10.7862/rm.2015.36

Otrzymano/received: 4.11.2015 r.

Zaakceptowano/accepted: 11.12.2015 r.

Recenzenci współpracujący – 2015 r.

Stanisław ANTAS	Mariusz OLEKSY
Sergei BOSIAKOV – Belarus	Andrzej PACANA
Maria Anna BUKOWSKA	Paweł PAWLUS
Vladimir BRUSOV – Russia	Jaroslav PODOBA – Ukraine
Magdalena DOBRZAŃSKA	Marek POCZEK
Ludmila DULEBOVA – Slovak Republik	Danuta PROSZAK-MIĄSIK
Sebastian GROSICKI	Paweł RZUCIDŁO
Witold HABRAT	Igor SEVOSTIANOV – USA
Robert JAKUBOWSKI	Henadzi SHUSHKEVICH – Belarus
Jan JAWORSKI	Janusz SIKORA
Luboš KAŠČAK – Slovak Republik	Leszek SKOCZYLAS
Krzysztof KIEDRZYŃSKI	Jan SŁOTA – Slovak Republik
Zbigniew KLEPACKI	Emil SPIŠAK – Slovak Republik
Rafał KLUZ	Jana ŠUGAROVA – Slovak Republik
Grzegorz KOPECKI	Mariusz SZEWCZYK
Marek KOWALIK	Władysław SZYMAŃSKI
Volodymyr KUSHCH – Ukraine	Dawid TALER
Stanisław KUT	Joanna WILK
Jacek MICHALSKI	Franciszek WOLAŃCZYK
Maciej MOTYKA	Jozef ZAJAC – Slovak Republik
Stanisław NOGA	Władysław ZIELECKI

Afiliacja recenzentów (poza podaną): Polska

Lista recenzentów została zamieszczona na stronie internetowej czasopisma
Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, nr 291, *Mechanika*, z. 87 (4/2015):
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>

Informacje dodatkowe

1. Lista recenzentów współpracujących jest opublikowana w czwartym numerze *Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, z. 87 (4/2015) oraz zamieszczona na stronie internetowej:
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
2. Zasady recenzowania są udostępnione na stronie internetowej:
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl/zasady-recenzowania/>
3. Informacje dla autorów artykułów są udostępnione na stronie internetowej:
<http://oficyna.portal.prz.edu.pl/informacje-dla-autorow/>
4. Formularz recenzji jest udostępniony na stronie internetowej:
<http://oficyna.portal.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.portal.prz.edu.pl/pl/instrukcja-dla-autorow/>
oraz
<http://oficyna.portal.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.portal.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 są również opublikowane w czwartym numerze *Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, z. 87 (4/2015).

Zasady recenzowania artykułów naukowych w Zeszytach Naukowych Politechniki Rzeszowskiej

Procedura recenzowania artykułów naukowych w Zeszytach Naukowych Politechniki Rzeszowskiej jest zgodna z zaleceniami MNiSzW opracowanymi w formie broszury „Dobre praktyki w procedurach recenzyjnych w nauce”, Warszawa 2011 r.

1. Do oceny każdego artykułu redaktorzy tematyczni (naukowi) powołują dwóch niezależnych recenzentów spoza jednostki naukowej afiliowanej przez autora artykułu.
2. W przypadku artykułów napisanych w językach obcych, co najmniej jeden z recenzentów jest afiliowany w instytucji zagranicznej innej niż narodowość autora artykułu.
3. Redaktorzy tematyczni (naukowi) dobierają recenzentów najbardziej kompetentnych w danej dziedzinie.
4. Między recenzentami i autorami artykułów nie występuje konflikt interesów; w razie potrzeby recenzent podpisuje deklarację o niewystępowaniu konfliktu interesów.
5. Procedura recenzowania przebiega z zachowaniem zasad poufności – recenzenci i autorzy nie znają swoich tożsamości (double-blind review process).
6. Każda recenzja ma formę pisemną i kończy się wnioskiem o dopuszczenie lub odrzucenie artykułu do publikacji.
7. Nie są przyjmowane recenzje niespełniające merytorycznych i formalnych wymagań.
8. Wstępnie zakwalifikowany przez redaktora naczelnego do wydania artykuł zostaje wysłany do recenzentów, którzy wypowiadają się na temat jego przyjęcia lub odrzucenia. Recenzenci mają prawo do powtórnej weryfikacji poprawionego tekstu.
9. W przypadkach spornych powoływani są dodatkowi recenzenci.
10. Uwagi recenzentów są przekazywane autorowi, który ma obowiązek poprawienia tekstu.
11. Ostateczną decyzję o zakwalifikowaniu lub odrzuceniu artykułu podejmuje redaktor naczelny czasopisma, zasięgając opinii członków Komitetu Redakcyjnego.
12. Kryteria kwalifikowania lub odrzucenia artykułu są zawarte w formularzu recenzji.
13. Formularz recenzji znajduje się na stronie internetowej Zeszytów Naukowych.
14. Nazwiska recenzentów współpracujących będą podawane raz w roku – w ostatnim numerze czasopisma, a także opublikowane na stronie internetowej czasopisma (nazwiska recenzentów poszczególnych publikacji lub numerów wydań czasopisma nie są ujawnione).
15. Szczegółowe informacje nt. recenzowania artykułów oraz przebiegu prac w redakcji czasopisma i Oficynie Wydawniczej są opisane w wytycznych dla autorów artykułów naukowych.

**Informacje dla autorów artykułów naukowych publikowanych
w Zeszytach Naukowych Politechniki Rzeszowskiej
zjawiska *ghostwriting* i *guest authorship***

Aby przeciwdziałać nierzetelności w nauce (*ghostwriting*, *guest authorship*), redakcja Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej prowadzi odpowiednie procedury charakterystyczne dla reprezentowanych dziedzin nauki i na bieżąco wdrażają podane rozwiązania:

1. Redakcja wymaga podania wkładu poszczególnych autorów w powstanie artykułu (z podaniem ich afiliacji i informacji, kto jest autorem koncepcji, założeń, badań itd.); główną odpowiedzialność ponosi autor zgłaszający artykuł.
2. Redakcja wyjaśnia autorom pojęcia *ghostwriting* i *guest authorship*, które są przejawem nierzetelności naukowej, a wszelkie wykryte przypadki tego typu działań ze strony autorów będą demaskowane, włącznie z powiadomieniem odpowiednich podmiotów (instytucje zatrudniające autorów, towarzystwa naukowe itp.).
3. Redakcja uzyskuje informacje o źródłach finansowania publikacji, wkładzie instytucji naukowo-badawczych i innych podmiotów (*financial disclosure*).
4. Redakcja będzie dokumentować wszelkie przejawy nierzetelności naukowej, zwłaszcza łamania zasad etyki obowiązujących w nauce.

Z *ghostwriting* mamy do czynienia wówczas, gdy ktoś wniósł istotny wkład w powstanie artykułu, lecz ani jego udział jako jednego z autorów nie został ujawniony, ani nie wymieniono go w podziękowaniach zamieszczonych w publikacji.

Z *guest authorship* mamy do czynienia wówczas, gdy udział autora jest znikomy lub w ogóle nie miał miejsca, a jego nazwisko jest podane jako autora lub współautora.

Review Sheet / Blankiet recenzji

Scientific Papers of RUT /Zeszyty Naukowe PRz

Title / Tytuł:

A Please respond to the following questions

Prosimy o odpowiedzi na następujące pytania

	Yes Tak	No Nie	See comments Zobacz uwagi	
1. Is this a new and original contribution to the literature in this field? Czy jest to oryginalne opracowanie wśród publikacji z tego zakresu?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
2. Is the organization of the paper satisfactory? Czy układ opracowania jest zadowalający?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
3. Is the length of the paper appropriate to the content? Czy objętość opracowania jest adekwatna do jego treści?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
4. Is the language and presentation clear to readers familiar with the field? Czy język oraz sposób przedstawienia wyników jest jasny dla czytelnika?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
5. Do the notation and nomenclature used meet the standards determined in the area which the paper deals with? Czy oznaczenia oraz terminologia odpowiadają standardom z określonej dyscypliny nauki?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
6. Do the interpretation of the results and conclusions sound logical and justifiable in your opinion? Czy według Pani(a) opinii interpretacja wyników oraz wnioski są logiczne i uzasadnione?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
7. Does the abstract contain sufficient and useful information? Czy streszczenie zawiera wystarczające oraz użyteczne informacje?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
8. Does the title of the paper reflect sufficiently and clearly the content? Czy tytuł artykułu jest jasny i odpowiada jego treści?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
9. Are the illustrations and tables all necessary and acceptable? Czy rysunki i tabele są potrzebne oraz odpowiednie?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
10. Final recommendation (to publishing purpose): paper Wniosek końcowy (rekomendacja do celów wydawniczych): praca	accepted przyjęta <input type="checkbox"/>	accepted with minor changes przyjęta z małymi zmianami <input type="checkbox"/>	accepted with major changes ¹ przyjęta z dużymi zmianami ¹ <input type="checkbox"/>	rejected ² odrzucona ² <input type="checkbox"/>

verte

B Confidential/Poufne

Name and Surname/Imię i Nazwisko:

Address/Adres

.....
podpis / signature

¹ repeated review required / wymaga ponownej opinii Recenzenta

² write justification please / proszę uzasadnić

C List here your detailed comments to support the responses you gave above.
Szczegółowy komentarz do udzielonych powyżej odpowiedzi.

Instrukcja dla autorów artykułów naukowych publikowanych w Oficynie Wydawniczej Politechniki Rzeszowskiej

Dane podstawowe

1. Pole zadruku: 12,5 x 19 cm + 1 cm na numery stron
2. Marginesy: górny – 5,20 cm, dolny – 5,20 cm, lewy – 4,25 cm, prawy – 4,25 cm
3. Czcionka: Times New Roman 11 pkt
4. Edytor: Microsoft Word
5. Zapis tekstu: obustronnie wyjustowany, interlinia pojedyncza, wcięcie pierwszego wiersza 0,75 cm, nie należy zostawiać pustych wierszy między akapitami
6. Wszystkie kolumny artykułu powinny być w całości wypełnione; pierwsza strona nietypowa – zawiera nagłówek, nazwisko Autora (Autorów), tytuł artykułu, streszczenie i początek artykułu, kolejne strony zawierają dalszą część artykułu, w tym tabele (tablice), rysunki (ilustracje, fotografie, wykresy, schematy, mapy), literaturę i streszczenie
7. Należy wprowadzić automatyczne dzielenie wyrazów

Dane szczegółowe (układ artykułu)

1. Na pierwszej stronie (nieparzystej) należy umieścić nagłówek (do pobrania): 10 pkt, pismo grube
2. Na kolejnych stronach artykułu u góry należy umieścić paginę żywą: strona parzysta – numer strony do lewego marginesu, pismo podrzędne 10 pkt, inicjał imienia i nazwisko Autora (Autorów) do prawego marginesu, pismo podrzędne 10 pkt; strona nieparzysta – tytuł artykułu lub (w przypadku dłuższego tytułu) jego logiczny początek zakończony wielokropkiem, pismo podrzędne 10 pkt
3. W dalszym ciągu na pierwszej stronie należy umieścić pismem grubym (odstęp przed 42 pkt): imię (pismo podrzędne 10 pkt), nazwisko (wersaliki 10 pkt) Autora (Autorów)
4. Tytuł artykułu – wersaliki 15 pkt, pismo grube, do lewego marginesu (nie należy dzielić wyrazów w tytule), interlinia pojedyncza, odstęp przed 24 pkt, odstęp po 18 pkt
5. Streszczenie (w języku artykułu) – 200-250 słów, pismo podrzędne 9 pkt, wcięcie całości z lewej strony 2 cm, bez akapitu, interlinia pojedyncza, odstęp po 12 pkt
6. Słowa kluczowe – pismo podrzędne 9 pkt, bez akapitu, interlinia pojedyncza, odstęp po 24 pkt
7. Imię i nazwisko Autora do korespondencji oraz pozostałych Autorów, afiliacja, adresy pocztowe, numery telefonów, e-maile – na dole pierwszej strony, pod kreską, pismo podrzędne 9 pkt z odpowiednimi odnośnikami, odstęp przed 2 pkt
8. Śródtytuł 1. stopnia – pismo podrzędne 13 pkt, grube, do lewego marginesu, interlinia pojedyncza, odstęp przed 14 pkt, odstęp po 9 pkt
9. Tekst artykułu, a w nim tabele (tablice), materiał ilustracyjny, wzory oraz śródtytuły niższego stopnia

10. Śródtytuł 2. stopnia – pismo podrzędne 11,5 pkt, grube, do lewego marginesu, interlinia pojedyncza, odstęp przed 10 pkt, odstęp po 8 pkt
11. Śródtytuł 3. stopnia – pismo podrzędne 11 pkt, do lewego marginesu, interlinia pojedyncza, odstęp przed 8 pkt, odstęp po 6 pkt
12. Nagłówek Literatura – pismo podrzędne 11,5 pkt, grube, do lewego marginesu, odstęp przed 12 pkt, odstęp po 8 pkt
13. Spis literatury cytowanej – pismo podrzędne 10 pkt, interlinia pojedyncza, nie należy zostawiać pustych wierszy między pozycjami literatury, odstęp po 2 pkt
14. Tytuł artykułu w języku angielskim (lub polskim) – wersaliki 11 pkt, pismo grube, do lewego marginesu, interlinia pojedyncza, odstęp przed 20 pkt, odstęp po 12 pkt
15. Nagłówek Summary (lub Streszczenie) – pismo podrzędne 9 pkt, grube, odstępy między znakami rozstrzelone co 2 pkt, odstęp po 6 pkt
16. Streszczenie w języku angielskim (lub polskim) – 200-250 słów, pismo podrzędne 9 pkt, wcięcie pierwszego wiersza 0,75 cm, interlinia pojedyncza, odstęp po 12 pkt
17. Słowa kluczowe – pismo podrzędne 9 pkt, bez akapitu, interlinia pojedyncza
18. Numer identyfikacyjny DOI – pismo podrzędne 9 pkt, bez akapitu
19. Terminy przesłania artykułu do redakcji i przyjęcia do druku – pismo podrzędne 9 pkt, kursywa, bez akapitu, interlinia pojedyncza

Rozmieszczenie rysunków (ilustracji, fotografii, map, wykresów, schematów)

1. Materiał ilustracyjny należy umieszczać możliwie jak najbliżej miejsca jego powołania
2. Nie należy przekraczać pola zadruku (12,5 x 19 cm), w którym musi się zmieścić i materiał ilustracyjny, i podpis
3. Większe rysunki (i inny materiał ilustracyjny) wraz z podpisem powinny zajmować całe pole zadruku, mniejsze zaś należy przesunąć odpowiednio – do lewego marginesu (na stronach parzystych), do prawego marginesu (na stronach nieparzystych)
4. Podpis w dwóch językach: w języku artykułu i w języku angielskim, należy umieścić pod rysunkiem (i innym materiałem ilustracyjnym), w jego ramach, bez kropki na końcu (jeśli jest to materiał zapożyczony, należy podać źródło), pismo podrzędne 9 pkt
5. Odstęp między materiałem ilustracyjnym a podpisem – 9 pkt, interlinia pojedyncza, odstęp między podpisami 4 pkt, odstęp po 14 pkt
6. Opis słowny na rysunkach należy ograniczyć do minimum, zastępując go liczbami arabskimi, a objaśnienia przenieść do podpisu
7. Materiał ilustracyjny powinien mieć dobrą jakość, należy ujednolicić formę i opisy w całym artykule (pismo podrzędne proste, od małej litery, maks. 9, min. 6 pkt w zależności od wielkości rysunku)
8. Materiał ilustracyjny należy ponumerować kolejno w ramach artykułu
9. Jeżeli w artykule występują różne rodzaje materiału ilustracyjnego, każdemu z nich należy nadać odrębną, ciągłą numerację

10. Materiał ilustracyjny należy przygotować w odcieniach czarno-szarych (do 20% czerni), ponieważ przy wydruku czarno-białym kolorowe rysunki są słabo lub całkowicie niereprodukowalne
11. Rysunki do druku kolorowego (za zgodą redaktora naczelnego czasopisma) należy przygotować w plikach .tif, .jpg

Roźmieszczenie tabel (tablic)

Tabela – zestawienie tekstów i liczb bądź samych liczb uszeregowanych w kolumny i wiersze

Tablica – zestawienie tekstów i liczb wzbogacone dodatkowo elementami graficznymi lub kolorystycznymi (niekiedy stanowią je tylko ilustracje)

1. Tabele (tablice) należy umieszczać możliwie jak najbliżej miejsca ich powołania
2. Nie należy przekraczać pola zadruku (12,5 x 19 cm)
3. Większe tabele (tablice) włącznie z tytułem zajmują całe pole zadruku, mniejsze zaś należy przesunąć odpowiednio – do lewego marginesu (na stronach parzystych), do prawego marginesu (na stronach nieparzystych)
4. Nad tabelą (tablicą) należy umieścić tytuł w dwóch językach: w języku artykułu i w języku angielskim. Tytuł rozpoczyna się całym słowem tabela (tablica)/table i umieszcza nad nią, w jej ramach, bez kropki na końcu; pismo podrzędne 9 pkt, interlinia pojedyncza; jeżeli tabela (tablica) jest zapożyczona, należy podać źródło
5. Odstęp przed tytułem tabeli (tablicy) 12 pkt, odstęp między tytułami 4 pkt, odstęp między tytułem a tabelą (tablicą) 8 pkt
6. Legenda po tabeli (tablicy) – odstęp od tabeli (tablicy) 6 pkt, interlinia pojedyncza, odstęp po 14 pkt
7. Teksty w główce tabeli (tablicy), tj. w górnej, wydzielonej części tabeli (tablicy), objaśniające treść kolumn zapisuje się pismem grubym, rozpoczynając od dużej litery, teksty w boczku tabeli, tj. w bocznej, wydzielonej części tabeli, objaśniające treść wierszy rozpoczyna się dużymi literami – teksty w pozostałych rubrykach składa się małymi literami
8. Tabele (tablice) należy numerować kolejno w ramach artykułu. W przypadku występowania i tabel, i tablic należy nadać im odrębną, ciągłą numerację
9. Jeżeli tabela (tablica) nie mieści się w jednym polu zadruku, można ją podzielić i przenieść na następną stronę czy strony – wówczas nad wszystkimi częściami tabeli (tablicy) należy powtórzyć jej numer i tytuł, ze skrótem (cd.)
12. Tabele (tablice) należy przygotować w odcieniach czarno-szarych (do 20% czerni), ponieważ przy wydruku czarno-białym kolorowe tabele (tablice) są słabo lub całkowicie niereprodukowalne
13. Tabele (tablice) do druku kolorowego (za zgodą redaktora naczelnego czasopisma) należy przygotować w plikach .tif, .jpg

Rozmieszczenie wzorów

1. Wzory należy umieszczać z lewej strony, z wcięciem 0,75 cm, pismo proste 11 pkt, wartości indeksów i potęg 7 pkt
2. Numery wzorów należy umieszczać w nawiasach okrągłych, wyrównując do prawego marginesu, pismo proste 11 pkt
3. Wzory powinny być opatrzone objaśnieniem występujących w nich elementów
4. Wzory, do których są odniesienia w tekście, należy numerować kolejno w ramach artykułu
5. Dłuższe wzory można dzielić na znakach relacji lub działania – znak, na którym się przenosi wzór, należy pozostawić na końcu pierwszego wiersza
6. Przed wzorem i po nim należy zachować odstęp 10 pkt

Rozmieszczenie spisu literatury

1. Spis literatury umieszcza się za treścią artykułu, w kolejności alfabetycznej nazwisk autorów
2. Powołania na literaturę należy zapisywać w tekście w nawiasie kwadratowym
3. W spisie literatury należy umieścić wyłącznie te publikacje, które są powoływane w tekście

PRZYKŁADY:

Książki

Lewandowski W.M.: Proekologiczne źródła energii odnawialnej, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 2002.

Czasopisma

Pietrucha K.: Analiza czasu odnowy i naprawy podsystemu dystrybucji wody dla miasta Rzeszowa, Instal, nr 10, 2008, s. 113-115.

Dokumenty elektroniczne

Zanotti G., Guerra C.: Is tensegrity a unifying concept of protein folds? FEBS Letters, vol. 534, no. 1-3, 2003, pp. 7-10, <http://www.sciencedirect.com> [dostęp: 8 czerwca 2011 r.].

Rozmieszczenie streszczenia

1. Po literaturze umieszcza się tytuł artykułu, nagłówek Summary i streszczenie w języku angielskim
2. Gdy artykuł jest w języku angielskim, na początku należy umieścić streszczenie w języku angielskim, a na końcu w języku polskim
3. Gdy artykuł jest w innym języku kongresowym, na początku należy umieścić streszczenie w języku artykułu, a na końcu w języku angielskim
4. Po streszczeniu umieszcza się słowa kluczowe w tym samym języku co streszczenie

Rozmieszczenie numeru identyfikacyjnego i informacji dodatkowych

1. Po słowach kluczowych należy umieścić numer identyfikacyjny DOI
2. Pod numerem identyfikacyjnym zamieszcza się terminy przesłania artykułu do redakcji i przyjęcia do druku

Inne uwagi

1. W artykule można stosować wyliczenia – elementy wyliczeń należy oznaczać w całym artykule w sposób jednolity, np. za pomocą cyfr arabskich z kropką lub małych liter z nawiasem
2. W artykule należy stosować ogólnie przyjęte skróty, ale zdanie nie może się zaczynać od skrótu – należy go wówczas rozwinąć lub przerwodzić zdanie
3. W artykułach każdy cytat musi być opatrzony informacją bibliograficzną (w formie przypisu na dole strony lub odwołania do spisu literatury)
4. Przypisy (pismo podrzędne 9 pkt) należy zapisywać w sposób jednolity w całym artykule, opatrując je odnośnikami gwiazdkowymi (gdy jest ich niewiele) lub liczbowymi, przyjmując ciągłą numerację w całym artykule i umieszczając każdy przypis od nowego akapitu

PRZYKŁADY:

- ¹ M. Hereźniak, *Kreowanie marki narodowej – rola idei przewodniej na przykładzie projektu „Marka dla Polski”*, [w:] H. Szulce, M. Florek, *Marketing terytorialny – możliwości aplikacji, kierunki rozwoju*, Wydawnictwo Akademii Ekonomicznej w Poznaniu, Poznań 2005, s. 344-345.
 - ² L. Witek, *Wpływ ekologicznych funkcji opakowań na postawy rynkowe konsumentów*, *Opakowanie*, nr 5, 2006, s. 12-17.
 - ³ J. Strojny, *Zmiany gospodarcze i społeczne w integrującej się Europie*, *Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej*, nr 225, *Zarządzanie i Marketing*, z. 5, 2006, s. 45-50.
5. Nie należy pozostawiać na końcu wiersza tytułów znajdujących się przed nazwiskiem, inicjału imienia, spójników, cyfr arabskich i rzymskich
 6. Należy stosować wyłącznie legalne jednostki miar

Zachęcamy Autorów do zapoznania się z archiwum artykułów naukowych zawartych w Zeszytach Naukowych Politechniki Rzeszowskiej oraz do wykorzystania ich w bibliografii swojego artykułu.

**Czasopismo Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika
RUTMech (p-ISSN 0209-2689), (e-ISSN 2300-5211)
Scientific Letters of Rzeszow University of Technology, Mechanics**

KOMITET REDAKCYJNY

Dane kontaktowe do redakcji:

Redaktor naczelny

prof. dr hab. inż. Feliks STACHOWICZ
Politechnika Rzeszowska
Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa
Katedra Przeróbki Plastycznej
al. Powstańców Warszawy 8
35-959 Rzeszów
tel. +48 17 865 1538

Osoby do kontaktu/adresy pocztowe i e-mail do przesyłania artykułów:

Redaktorzy tematyczni - naukowci

prof. dr hab. inż. Andrzej TOMCZYK
Katedra Awioniki i Sterowania
e-mail: atomczyk@prz.edu.pl
tel: +48 17 865 1485

dr hab. inż. Krzysztof KUBIAK, prof. PRz
Katedra Materiałoznawstwa
e-mail: krkub@prz.edu.pl
tel: +48 17 865 1125

prof. dr hab. inż. Jarosław SĘP
Katedra Technologii Maszyn i Inżynierii Produkcji
e-mail: jsztmiop@prz.edu.pl
tel: +48 17 865 1512

Politechnika Rzeszowska
Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa
al. Powstańców Warszawy 8
35-959 Rzeszów

Redaktor statystyczny

prof. dr hab. inż. Paweł PAWLUS
e-mail: ppawlus@prz.edu.pl
tel: +48 17 854 1183

Sekretarz redakcji

dr hab. inż. Tomasz TRZEPIECIŃSKI
e-mail: TOMTRZ@prz.edu.pl
tel: +48 17 865 1714

Członkowie

dr hab. inż. Tadeusz BALAWENDER
e-mail: tbalaw@prz.edu.pl
tel: +48 17 865 1667

prof. dr hab. inż. Grzegorz BUDZIK
e-mail: gbudzik@prz.edu.pl
tel: +48 17 865 1986

Afiliacja Komitetu Redakcyjnego:
Politechnika Rzeszowska, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa, Polska
Informacje dla autorów:
<http://www.oficyna.portal.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>

Dane kontaktowe do wydawcy:

Kierownik Oficyny Wydawniczej
mgr Barbara MAZEWSKA
Politechnika Rzeszowska
al. Powstańców Warszawy 12
35-959 Rzeszów
e-mail: oficyna1@prz.edu.pl
tel: +48 17 865 1606