

ZESZYTY NAUKOWE  
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

---

SCIENTIFIC LETTERS  
OF RZESZOW UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

---

NR 293  
(e-ISSN 2300-5211)

# MECHANIKA

Kwartalnik  
tom XXXIII  
zeszyt 88 (nr 1/2016)  
styczeń-marzec



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. 85

## SPIS TREŚCI

Arkadiusz BEDNARZ, Michał KUŹNIAR, Evgeniy BOLTYNJUK: Temperature distribution as a method of measuring crack length in fatigue tests of compressor blade .....	5
Rafał GAŁEK: Zastosowanie algorytmów inteligencji obliczeniowej do wyznaczania właściwości cieplnych materiałów .....	17
Paweł GIL: Przejście strugi syntetycznej w strugę turbulentną .....	37
Sebastian GROSICKI: Wpływ koncentracji nanocząstek $\gamma$ -Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> na właściwości termofizyczne elektrolitu na bazie NaOH .....	47
Magdalena SOBCZAK, Zbigniew ZAPAŁOWICZ: Wpływ odsysania mieszaniny parowo-powietrznej na efektywność procesu chłodzenia strumieniem kropeł .....	55
Anastasiya VINAKURAVA, Andrzej SKRZAT: Biomechanical properties of hip implant with ceramics coating .....	65
Marta WÓJCIK, Beata PAWŁOWSKA, Feliks STACHOWICZ: Recycling of automotive catalytic converters with application of magneto-hydrodynamic pump .....	73

Rafał GAŁEK<sup>1</sup>

## ZASTOSOWANIE ALGORYTMÓW INTELIGENCJI OBLICZENIOWEJ DO WYZNACZANIA WŁAŚCIWOŚCI CIEPLNYCH MATERIAŁÓW

W artykule przedstawiono zasadę pomiaru współczynnika przewodzenia ciepła  $k$  oraz dyfuzyjności cieplnej  $a$  w stanie periodycznie ustalonym (quasi-ustalonym) z zastosowaniem optymalizacji wykorzystującej algorytm inteligencji obliczeniowej do rozwiązania zagadnienia odwrotnego. Prowadzenie pomiarów w stanie periodycznie ustalonym będącym szczególnym przypadkiem stanu nieustalonego pozwala na uwzględnienie zjawisk akumulacji ciepła, a przy tym umożliwia opis przebiegu czasowego wartości temperatury przy użyciu tylko dwóch wielkości: amplitudy  $T_A$  i kąta przesunięcia fazowego  $\varphi_T$  oscylacji sygnału temperaturowego. Analiza jednowymiarowego przypadku przewodzenia ciepła w tym stanie posłużyła do wyznaczenia zależności pomiędzy  $T_A$  oraz  $\varphi_T$ , a szukanymi wartościami właściwości cieplnych materiału  $k$  i  $a$ . Procedura okazała się odpowiednia do dokładnego odtworzenia wartości przewodności i dyfuzyjności cieplnej w perspektywie nieprzekraczającej 100 generacji działania algorytmu genetycznego przy populacji liczącej 50 osobników. Zaproponowana metoda charakteryzuje się prostą konfiguracją eksperymentalną oraz stosunkowo niską wrażliwością wielkości mierzonych bezpośrednio na błędy systematyczne, jednak dopiero weryfikacja eksperymentalna pozwoli ocenić jej praktyczną przydatność.

**Słowa kluczowe:** pomiary cieplne, przewodność cieplna, dyfuzyjność cieplna, optymalizacja, algorytm genetyczny, stan periodycznie ustalony

### 1. Wstęp

Znajomość właściwości cieplnych materiałów, takich jak przewodność czy dyfuzyjność cieplna, jest niezbędna do poprawnego projektowania urządzeń energetycznych, jak również konstrukcji podlegających znaczącym obciążeniom termicznym. Chociaż dla standardowych materiałów dane takie są na ogół dostępne w postaci kart katalogowych producenta, bądź zawarte w międzynarodowych normach, mają one niekiedy postać wartości zgrubnych lub zakresu, w którym znajduje się rzeczywista wartość przewodności czy dyfuzyjności cieplnej. W zastosowaniach laboratoryjnych, prototypach lub urządzeniach wy-

---

<sup>1</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Rafał Gałek, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 7432382, e-mail: rafalgalek@prz.edu.pl

korzystujących materiały nietypowe dokładność taka może być niewystarczająca, co pociąga za sobą konieczność pomiaru właściwości cieplnych. O ile w stanie ustalonym przewodzenie ciepła uzależnione jest jedynie od wartości współczynnika przewodzenia ciepła  $k$ , o tyle w stanie nieustalonym do pełnej charakterystyki cieplnej materiału wymagana jest dodatkowo znajomość dyfuzyjności cieplnej  $a$ . W związku z tym za szczególnie przydatną w praktyce należałoby uznać metodę pozwalającą na pomiar obu tych wielkości jednocześnie.

Spośród technik pomiarowych posiadających takie możliwości najpopularniejszą i najszerzej stosowaną jest laserowa metoda impulsowa (ang. Laser Flash Analysis, LFA). Chociaż zwykle traktowana jest jako sposób pomiaru dyfuzyjności cieplnej, już jedna z pierwszych dotyczących jej publikacji [1] przewidywała możliwość równoczesnego pomiaru przewodności cieplnej. Metoda polega na impulsowym ogrzewaniu jednej strony próbki badanego materiału i rejestracji przebiegu czasowego temperatury po stronie przeciwnej. Z rozwiązania jednowymiarowego równania nieustalonego przewodzenia ciepła dla takiego przypadku wynika, że do określenia wartości dyfuzyjności cieplnej wystarczająca jest znajomość czasu, po którym temperatura mierzona osiągnie połowę swojej wartości maksymalnej, natomiast wyznaczenie przewodności cieplnej wymaga dodatkowo znajomości ilości energii dostarczonej do próbki. Laserowa metoda impulsowa ze względu na stosunkowo prostą konfigurację eksperymentalną i jasno zdefiniowane założenia zyskała znaczną popularność i do dnia dzisiejszego jest przedmiotem modyfikacji oraz ulepszeń, a także międzynarodowej standaryzacji. Etapy rozwoju tej metody podsumowano m.in. w [2] zwracając uwagę na sposób uwzględniania odstępstw rzeczywistych eksperymentów od modelu teoretycznego w zakresie strat ciepła, skończonej długości impulsu oraz niejednorodnego ogrzewania próbki.

Inną szeroko stosowaną metodą równoczesnego pomiaru wartości dyfuzyjności i przewodności cieplnej jest procedura wykorzystująca rozwiązanie analityczne nieustalonego przewodzenia ciepła wokół nieskończonego długiego źródła powierzchniowego (ang. Transient Hot Strip, THS) zaproponowana w [3]. Polega ona na umieszczeniu cienkiej taśmy grzewczej w badanym ośrodku i wywołaniu stanu nieustalonego przewodzenia ciepła poprzez zasilenie jej prądem elektrycznym o stabilizowanym natężeniu. Napięcie zasilania taśmy zmienia się z powodu zmiany jej rezystancji wywołanej z kolei zmianą temperatury. W związku z tym możliwe staje się powiązanie przebiegu czasowego spadku napięcia na oporze taśmy z przebiegiem temperatury uzyskanym w wyniku rozwiązania równania przewodzenia ciepła. Parametrami takiej zależności są m.in. szukane wartości współczynników  $k$  i  $a$ . W metodzie tej taśma grzewcza pełni rolę zarówno źródła ciepła jak i czujnika temperatury, co w znacznym stopniu upraszcza układ pomiarowy. Zaznaczyć należy, że metoda THS nie daje zależności pozwalającej wyznaczyć wartość dyfuzyjności cieplnej w sposób jawny. Konieczna jest iteracyjna procedura poszukiwania wartości  $a$  spełniającej

otrzymane na drodze teoretycznej równanie czyli w istocie rozwiązanie zagadnienia optymalizacji.

Pochodną metody THS jest technika pomiarowa wykorzystująca czujnik zwany „gorącym dyskiem” (hot disk; ang. Transient Plane Source, TPS) zaproponowana przez tego samego autora w [4]. Folia grzewcza zastąpiona została przez podwójną spiralę wykonaną z cienkiej warstwy niklu zabezpieczoną po obu stronach folią kaptonową. Zasada pomiaru i analiza danych jest analogiczna jak w metodzie THS, a więc obejmuje iteracyjne poszukiwanie wartości dyfuzyjności cieplnej  $a$ . W pracy [5] procedurę tę zmodyfikowano uwzględniając bezwładność cieplną czujnika i nieuniknione opóźnienia wprowadzane przez aparaturę pomiarową, co powodowało konieczność optymalizacji dwuparametrowej (dyfuzyjność cieplna  $a$  oraz stała czasowa  $t_c$ ). Metoda TPS zyskała popularność dzięki komercyjnej dostępności gotowych czujników, a nawet została rekomendowana jako międzynarodowy standard badania właściwości cieplnych tworzyw sztucznych [6].

Do rzadziej stosowanych metod jednoczesnego pomiaru przewodności i dyfuzyjności cieplnej należy technika kalorymetrii radiacyjnej przedstawiona m.in. w [7]. W metodzie tej wyznaczenie wartości  $k$  oraz  $a$  odbywa się na podstawie bilansu energetycznego próbki materiału, która wymienia ciepło z powierzchnią grzałki oraz ściankami komory próżniowej jedynie drogą promieniowania. Pomiar prowadzony jest w warunkach nieustalonych przy stałym niewielkim tempie chłodzenia lub ogrzewania. Metoda ta nie jest powszechnie stosowana głównie ze względu na trudności eksperymentalne związane z wymaganiami prowadzenia pomiaru w warunkach próżni, która konieczna jest dla wyeliminowania wpływu konwekcji na wymianę ciepła.

Wspomnieć należy również o modyfikacji metody różnicowej kalorymetrii skaningowej (ang. Differential Scanning Calorimetry, DSC), która co prawda nie pozwala na wyznaczenie wartości  $k$  i  $a$  w czasie jednego pomiaru, możliwe jest to natomiast przy zastosowaniu identycznej konfiguracji eksperymentalnej dla badanych kolejno dwóch próbek materiału o różnej grubości. Modyfikacja metody polega na wprowadzeniu periodycznych oscylacji gęstości strumienia ciepła dostarczanego do próbki, co skutkuje oscylacją jej temperatury (ang. Modulated Temperature Differential Scanning Calorimetry, MTDSC). Pojemność cieplną próbki wyznaczyć można jako stosunek amplitud obu tych sygnałów [8], co przy znajomości jej masy pozwala na znalezienie wartości ciepła właściwego badanego materiału. Jest to typowe zastosowanie metody MTDSC, w którym próbka powinna być stosunkowo cienka i umieszczona w zamkniętej komorze pomiarowej. W pracy [9] zaproponowano technikę pomiaru przewodności cieplnej w konfiguracji eksperymentalnej charakterystycznej dla metody MTDSC, wykorzystującej jednak próbkę o większej grubości umieszczoną w komorze otwartej, dzięki czemu modulowana gęstość strumienia ciepła stanowi warunek brzegowy tylko na jednej z powierzchni materiału. Pozwala to na wyznaczenie tzw. pozornej pojemności cieplnej, z której obliczyć można wartość współczyn-

nika przewodzenia ciepła  $k$  znając wyznaczone wcześniej ciepło właściwe, wymiary próbki oraz okres oscylacji. Metoda znajduje zastosowanie głównie w badaniu właściwości izolatorów cieplnych, co potwierdzono opracowanym na podstawie [9] standardem *ASTM E1952 - 11 Standard Test Method for Thermal Conductivity and Thermal Diffusivity by Modulated Temperature Differential Scanning Calorimetry*.

Z punktu widzenia teorii wymiany ciepła pole temperatury występujące w przestrzeni jest skutkiem zjawiska przepływu ciepła, natomiast za jego przyczyny uznać należy warunki brzegowe oraz początkowe, geometrię domeny, a także właściwości cieplne wypełniającej ją substancji. Klasyczne sformułowanie problemu wymiany ciepła zwane zagadnieniem prostym obejmuje poszukiwanie skutków zjawiska przy znanych jego przyczynach, a więc obliczenie pola temperatury w całkowicie scharakteryzowanej domenie. Z drugiej strony problem poszukiwania warunków brzegowych, początkowych lub właściwości materiału na podstawie znanej temperatury w całej domenie lub jej części nazywany jest zagadnieniem odwrotnym. Dla problemów tego typu nie ma zwykle dowodu, że jakiegokolwiek ich rozwiązanie jest jednoznaczne, a dodatkowe trudności sprawia fakt ich złego uwarunkowania, co oznacza, że niewielkie zmiany wielkości wejściowych powodować mogą znaczne zaburzenia wielkości wyjściowych [10]. Przeważająca większość zagadnień odwrotnych nie posiada rozwiązania analitycznego, dlatego też konieczne jest zastosowanie pewnego rodzaju algorytmu poszukiwania takich wartości parametrów, aby spełnione były założenia, które otrzymać można na drodze teoretycznej. Optymalizacja taka stosowana jest m.in. w przypadku wspomnianych metod THS i TPS.

Rozwiązanie zagadnienia odwrotnego na drodze optymalizacji w najbardziej ogólnym sformułowaniu polega na iteracyjnym rozwiązywaniu stowarzyszonego zagadnienia prostego przy założonych z góry wartościach parametrów poszukiwanych i porównywanie jego wyników z daną informacją o skutku zjawiska (np. wartości temperatury) w całej domenie lub jej części. Porównanie takie jest następnie podstawą do modyfikacji założonych wartości parametrów poszukiwanych, które służą za dane wejściowe w zagadnieniu prostym dla kolejnej iteracji. Przykładem takiej sytuacji może być problem, w którym znana jest geometria domeny oraz warunki brzegowe i początkowe, a poszukiwane są wartości właściwości cieplnych materiału domeny. Zagadnienie odwrotne jest możliwe do rozwiązania, jeżeli dodatkowo dane są wartości temperatury w jednym lub kilku punktach badanej próbki. Optymalizacja rozpoczyna się od losowego lub popartego praktycznymi przesłankami założenia wartości właściwości cieplnych, rozwiązania zagadnienia prostego, a więc wyznaczenia pola temperatury i porównania go z wartościami temperatury w punktach, w których jest ona znana. Konieczne jest tutaj wprowadzenie pewnej ilościowej miary różnicy pomiędzy wynikami uzyskanymi na podstawie rozwiązania zagadnienia prostego, a wartościami zaobserwowanymi w rzeczywistości. Zależność pozwalającą na obliczenie takiej różnicy nazywa się funkcją kosztu i w najprost-

szym przypadku może ona mieć postać sumy kwadratów różnic pomiędzy wartościami obliczonymi, a zaobserwowanymi [11], jakkolwiek niekiedy celowe jest rozszerzenie jej o dodatkowe składniki. Jako przykład można wskazać człon regularyzacyjny pozwalający uniknąć oscylacji rozwiązania lub człon karny eliminujący нефizyczne wartości parametrów [12]. Kolejnym krokiem jest modyfikacja wartości poszukiwanych wielkości w oparciu o wartość funkcji kosztu. Jest to prawdopodobnie najważniejszy etap procedury optymalizacji, a z pewnością czynnikiem wyróżniający poszczególne algorytmy. Nowy zestaw parametrów służy następnie do rozwiązania zagadnienia prostego w kolejnej iteracji, w której ponownie obliczana jest wartość funkcji kosztu. Jeżeli problem możliwy jest do rozwiązania przy użyciu zastosowanego algorytmu, wartość ta powinna maleć w kolejnych iteracjach osiągając w końcu próg pozwalający na uznanie ostatniego zestawu parametrów wejściowych za rozwiązanie zagadnienia odwrotnego. W przypadku, gdy określenie wartości progowej funkcji kosztu jest utrudnione, za kryterium przerwania iteracji służyć może ich maksymalna dopuszczalna liczba lub liczba iteracji bez wyraźnego spadku wartości funkcji kosztu.

Algorytmy optymalizacji podzielić można ze względu na sposób, w jaki wartości poszukiwanych parametrów modyfikowane są w kolejnych iteracjach. W metodach gradientowych, do których należą algorytmy Levenberga-Marquardta, Gaussa-Newtona, Box-Kanemasu, gradientu sprzężonego czy najszybszego spadku odbywa się to w oparciu o wartości pochodnych funkcji celu względem parametrów wejściowych. Do zalet tych metod należą usystematyzowane podstawy teoretyczne i szybka zbieżność do minimum funkcji kosztu. Minimum to jest jednak w ich przypadku lokalne [13] i najbliższe wartościom parametrów założonych z góry w pierwszej iteracji spośród wszystkich minimum multimodalnej funkcji kosztu. Możliwość uzyskania rozwiązania globalnego jest więc uzależniona od jakości pierwszego założenia. Metody gradientowe nie są ponadto odpowiednie do rozwiązywania zagadnień, w których wartości poszukiwanych parametrów są wzajemnie skorelowane [14].

Techniki optymalizacji wykorzystujące przyjętą arbitralnie strategię niezwiązaną z pochodną funkcji kosztu do modyfikacji parametrów wejściowych w poszczególnych iteracjach nazywane są metodami heurystycznymi. Zaliczają się do nich algorytmy przeszukiwania stochastycznego (np. przeszukiwanie lokalne), a także metody inteligencji obliczeniowej takie jak algorytmy genetyczne (ang. Genetic Algorithm, GA) czy optymalizacja rojem cząsteczek (ang. Particle Swarm Optimization, PSO). Chociaż nie gwarantują one znalezienia rozwiązania optymalnego i są znacznie bardziej kosztowne obliczeniowo od metod gradientowych [13], niektóre z ich zalet sprawiają, że w wielu przypadkach stanowią dla nich wartościową alternatywę. Ze względu na swoją stochastyczną naturę GA oraz PSO są w stanie wykonać przeszukiwanie globalne bez ryzyka utknięcia w lokalnym minimum multimodalnej funkcji kosztu. Ponieważ obie metody bazują na populacji rozwiązań inicjowanej losowo, nie jest wymagane



początkowe założenie wartości poszukiwanych parametrów. Nie stanowi dla nich przeszkody wzajemna korelacja wartości tych parametrów, a ponadto nie narzucają praktycznie żadnych ograniczeń w zakresie matematycznego sformułowania problemu optymalizacji.

Powyższe zalety powodowały w ostatnich latach rosnące zainteresowanie metodami inteligencji obliczeniowej jako sposobem rozwiązywania zagadnień odwrotnych wymiany ciepła. Obszerny przegląd zastosowań algorytmów genetycznych w tego typu problemach zaprezentowano w [15]. W pracy [13] GA został zastosowany do identyfikacji zależnej od temperatury przewodności cieplnej w kierunku równoległym i prostopadłym do włókien materiału kompozytowego, a także jego dyfuzyjności cieplnej. Podobny materiał badany był przy użyciu algorytmu genetycznego w [16], gdzie dodatkowo wyznaczono właściwości radiacyjne materiału takie jak współczynnik ekstynkcji i albedo rozpraszania. W pracy tej wykorzystano GA również na etapie projektowania eksperymentu. Przestrzenną zmienność przewodności cieplnej materiałów niejednorodnych badano przy użyciu algorytmu genetycznego w [17] z wykorzystaniem metody elementów brzegowych do rozwiązania zagadnienia prostego. Wyznaczony przy użyciu GA przestrzenny rozkład wartości przewodności cieplnej posłużył do identyfikacji niejednorodności materiału [18]. Temperaturą zależność przewodności cieplnej badano w pracach [10] i [19]. W pierwszej z nich efektywność algorytmu genetycznego porównano z efektywnością sieci neuronowej w rozwiązaniu tego samego problemu, natomiast w drugiej przystosowano GA do potrzeb optymalizacji wielokryterialnej. Algorytmy genetyczne zastosowano do rozwiązywania zagadnień odwrotnych wymiany ciepła mających na celu identyfikację warunków brzegowych w pracach [20-22]. Optymalizacja rojem cząsteczek posłużyła do wyznaczenia zależnej od temperatury pojemności cieplnej autorom pracy [23] natomiast w [24] została wykorzystana do identyfikacji zmiennej w czasie gęstości strumienia ciepła.

Niniejszy artykuł prezentuje koncepcję prostej eksperymentalnie metody pozwalającej na jednoczesny pomiar wartości przewodności cieplnej  $k$  oraz dyfuzyjności cieplnej  $a$  ciała stałego w warunkach periodycznie ustalonej wymiany ciepła. Przy znanej grubości próbki oraz amplitudzie i częstotliwości sygnału wymuszającego w postaci modulowanej gęstości strumienia ciepła wymagany jest jedynie pomiar amplitudy  $T_A$  i przesunięcia fazowego  $\varphi_T$  sygnału temperatury na powierzchni materiału. Konieczna dla znalezienia poszukiwanych wielkości dwuparametrowa optymalizacja jest realizowana przy pomocy jednej z podstawowych implementacji algorytmu genetycznego.

## 2. Sformułowanie problemu

Stan periodycznie ustalony jest szczególnym przypadkiem stanu nieustalonej wymiany ciepła, w którym wartość temperatury podlega periodycznym oscylacjom o stałej w czasie amplitudzie, fazie i częstotliwości. Podobnie stała

w czasie jest wartość średnia temperatury. Zaletą pomiarów w stanie periodycznie ustalonym jest fakt, że umożliwiają one uwzględnienie zjawiska akumulacji ciepła i parametrów z nim związanych jak np. dyfuzyjność cieplna, a jednocześnie pozwalają na stosunkowo prosty opis przebiegu zmienności temperatury w czasie wykorzystujący głównie dwie wielkości - amplitudę i kąt przesunięcia fazowego sygnału temperatury. Wykorzystanie pomiarów w stanie periodycznie ustalonym do wyznaczenia właściwości cieplnych materiałów, a także warunków brzegowych zaproponowano m.in. w [25]. Wartość temperatury w tak zdefiniowanym stanie zapisać można jako:

$$T = T_m + \tilde{T}e^{i\omega t} \quad (1)$$

gdzie:  $T_m$  - wartość średnia temperatury,  
 $\omega$  - częstotliwość kątowna oscylacji,  
 $t$  - czas,  
 $\tilde{T}$  - temperatura zespolona.

Wartość temperatury zespolonej interpretować należy jako fazor czyli zespoloną amplitudę sygnału temperaturowego:

$$\tilde{T} = T_A e^{i\varphi_T} \quad (2)$$

gdzie:  $T_A$  - amplituda oscylacji sygnału temperatury (liczba rzeczywista),  
 $\varphi_T$  - kąt przesunięcia fazowego sygnału temperatury.

Uzyskanie stanu periodycznie ustalonego przewodzenia ciepła wymaga, wymuszenia oscylacji temperatury przy pomocy modulowanej gęstości strumienia ciepła na jednej z powierzchni badanej próbki. Próbka badanego materiału w postaci płytki lub dysku musi być więc po stronie A równomiernie ogrzewana strumieniem ciepła o periodycznie oscylującej gęstości. Ponieważ zrealizowanie oscylacji takiego warunku brzegowego wokół wartości zerowej (naprzemienne ogrzewanie i chłodzenie) byłoby kłopotliwe z praktycznego punktu widzenia, korzystniej jest wymusić oscylacje temperatury poprzez naprzemienne włączanie i wyłączanie ogrzewania ze stałą częstotliwością. Wartość średnia gęstości strumienia ciepła będzie wówczas równa amplitudzie jej oscylacji, a ta z kolei połowie maksymalnej wartości osiąganey w stanie włączonym:

$$\dot{q}_A = \dot{q}_{Aamp} + \tilde{q}_A e^{i\omega t} \quad (3)$$

gdzie:  $\dot{q}_{Aamp}$  - amplituda oscylacji gęstości strumienia ciepła,  
 $\tilde{q}_A$  - amplituda zespolona oscylacji gęstości strumienia ciepła.

Analogicznie jak w przypadku temperatury, zespoloną amplitudę gęstości strumienia ciepła zapisać można jako:

$$\tilde{q}_A = \dot{q}_{Aamp} e^{i\varphi_q} \quad (4)$$

Oscylację gęstości strumienia ciepła traktować należy jako przyczynę zjawiska, natomiast oscylację temperatury jako skutek. Określenie kąta przesunięcia fazowego sygnału temperatury  $\varphi_T$  wymaga przyjęcia punktu odniesienia, względem którego takie przesunięcie jest liczone. Korzystne jest w tej sytuacji założenie, że przesunięcie fazowe sygnału gęstości strumienia ciepła  $\varphi_q$  jest równe zero. Wówczas  $\varphi_T$  interpretować należy jako przesunięcie fazowe sygnału temperatury względem sygnału gęstości strumienia ciepła, a amplituda  $\tilde{q}_A$  będzie posiadać jedynie część rzeczywistą:

$$\tilde{q}_A = \dot{q}_{Aamp} \quad (5)$$

$$\dot{q}_A = \dot{q}_{Aamp} + \dot{q}_{Aamp} e^{i\omega t} \quad (6)$$

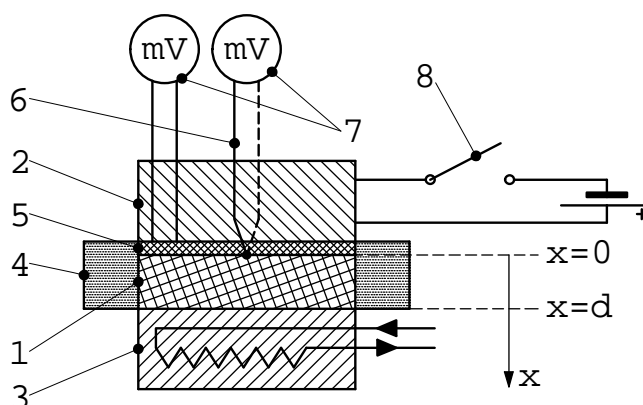
Aby możliwe było osiągnięcie stanu periodycznie ustalonego, po stronie B próbka musi być chłodzona. Nie ma tutaj potrzeby wymuszania oscylacji warunku brzegowego, dlatego wystarczające jest chłodzenie stałą w czasie gęstością strumienia ciepła  $\dot{q}_B$ . Jej wartość powinna być równomierna na całej powierzchni płytki i tak dopasowana do wartości  $\dot{q}_{Aamp}$ , aby amplituda oscylacji temperatury  $T_A$  była możliwa do zmierzenia dostępnymi środkami. W analizie stanu periodycznie ustalonego nie występuje warunek początkowy. Podczas rzeczywistego eksperymentu jednak próbka będzie mieć na początku pomiaru temperaturę zbliżoną do temperatury otoczenia, a założenia stanu periodycznie ustalonego spełnione będą dopiero po upływie pewnego czasu od przyłożenia oscylacyjnego warunku brzegowego. Z praktycznego punktu widzenia czas ten powinien być jak najkrótszy, a zależał on będzie od wzajemnej relacji wartości  $\dot{q}_B$  i  $\dot{q}_{Aamp}$ . Przykładowy schemat stanowiska pozwalającego na realizację opisanych warunków brzegowych oraz pomiar wielkości koniecznych do wykonania obliczeń przedstawia rysunek 1.

Dla konfiguracji eksperymentalnej zrealizowanej w opisany powyżej sposób uznać można, że w pewnej odległości od powierzchni bocznych próbki przewodzenie ciepła w jej objętości opisane może być z wystarczającą dokładnością jednowymiarowym równaniem przewodzenia ciepła w stanie nieustalonym:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (7)$$

gdzie:  $a$  – dyfuzyjność cieplna,

$x$  – współrzędna na kierunku prostopadłym do powierzchni ogrzewanej i chłodzonej.



Rys. 1. Przykładowy schemat stanowiska pomiarowego: 1 – próbka, 2 – grzałka oporowa, 3 – chłodnica wodna, 4 – izolacja, 5 – miernik gęstości strumienia ciepła, 6 – termoelement, 7 – miliwoltomierz, 8 – wyłącznik

Fig. 1. Exemplary schematic of the measuring position: 1 – sample, 2 – resistance heater, 3 – water cooler, 4 – insulation, 5 – heat flux measuring instrument, 6 – thermocouple, 7 – millivoltmeter, 8 – switch

Wstawiając równanie przebiegu zmienności temperatury w stanie periodycznie ustalonym (1) do równania (7) otrzymuje się:

$$\frac{\partial^2 T_m}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial x^2} e^{i\omega t} = \frac{1}{a} \frac{\partial T_m}{\partial t} + \frac{i\omega}{a} \tilde{T} e^{i\omega t} \quad (8)$$

W stanie periodycznie ustalonym wartość średnia temperatury jest z założenia stała w czasie:

$$\frac{\partial T_m}{\partial t} = 0 \quad (9)$$

Równanie (8) posiada zarówno składniki zależne jak i niezależne od czasu i mogą one być według tego kryterium rozdzielone na dwa osobne równania [26]:

$$\frac{d^2 T_m}{dx^2} = 0 \quad (10)$$

$$\frac{d^2 \tilde{T}}{dx^2} - \frac{i\omega}{a} \tilde{T} = 0 \quad (11)$$

Rozwiązaniem równania (11) jest funkcja o wartościach zespolonych postaci:

$$\tilde{T} = -C_1 \sin \left[ \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2}i \right) \sqrt{\frac{2\omega}{a}} x \right] + C_2 \cos \left[ \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2}i \right) \sqrt{\frac{2\omega}{a}} x \right] \quad (12)$$

Z równania (12) wynika, że temperatura zmierzona po stronie ogrzewanej próbki ( $x=0$ ) będzie co do wartości równa stałej całkowania  $C_2$ , która zależy między innymi od szukanych wartości przewodności cieplnej  $k$  oraz dyfuzyjności cieplnej  $a$ . Znając więc wartość amplitudy oscylacji temperatury po stronie ogrzewanej  $T_A$  oraz kąt jej przesunięcia fazowego  $\varphi_T$  względem sygnału modulowanej gęstości strumienia ciepła, można na drodze optymalizacji znaleźć takie wartości  $k$  oraz  $a$ , aby spełniona była równość:

$$\tilde{T} \Big|_{x=0} = C_2 \quad (13)$$

Konieczność pomiaru temperatury po stronie występowania oscylacyjnego warunku brzegowego stanowić może pewną trudność eksperymentalną, ponieważ powierzchnia próbki musi być dostępna zarówno dla elementu grzewczego jak i czujnika temperatury. Konfiguracja taka możliwa jest jednak do zrealizowania nawet w sposób bezstykowy dzięki ogrzewaniu powierzchni próbki przy pomocy promiennika i pomiarowi temperatury przy użyciu pirometru.

Na wyznaczenie dokładnej postaci zależności stałej  $C_2$  od szukanych parametrów materiałowych pozwala analiza warunków brzegowych. Po stronie ogrzewanej próbki warunek brzegowy drugiego rodzaju (Neumanna) przyjmie postać:

$$-k \frac{dT}{dx} \Big|_{x=0} = \dot{q}_A \quad (14)$$

$$-k \frac{dT_m}{dx} \Big|_{x=0} - k \frac{d\tilde{T}}{dx} \Big|_{x=0} e^{i\omega t} = \dot{q}_{Aamp} + \dot{q}_{Aamp} e^{i\omega t} \quad (15)$$

Składniki równania (15) można podobnie jak w przypadku równania (8) podzielić na zależne i niezależne od czasu:

$$-k \frac{dT_m}{dx} \Big|_{x=0} = \dot{q}_{Aamp} \quad (16)$$

$$-k \frac{d\tilde{T}}{dx} \Big|_{x=0} = \dot{q}_{Aamp} \quad (17)$$

Na podstawie równania (12) wartość pochodnej temperatury zespolonej w punkcie  $x=0$  będzie równa:

$$\left. \frac{d\tilde{T}}{dx} \right|_{x=0} = -C_1 \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2}i \right) \sqrt{\frac{2\omega}{a}} \quad (18)$$

Stałą  $C_1$  można więc wyznaczyć ze wzoru:

$$C_1 = \frac{\dot{q}_{\text{Aamp}}}{k \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2}i \right) \sqrt{\frac{2\omega}{a}}} \quad (19)$$

Analogicznie analizować można warunek brzegowy po stronie chłodzonej próbki:

$$-k \left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=d} = \dot{q}_B \quad (20)$$

$$-k \left. \frac{dT_m}{dx} \right|_{x=d} - k \left. \frac{d\tilde{T}}{dx} \right|_{x=d} e^{i\omega t} = \dot{q}_B \quad (21)$$

$$-k \left. \frac{dT_m}{dx} \right|_{x=d} = \dot{q}_B \quad (22)$$

$$-k \left. \frac{d\tilde{T}}{dx} \right|_{x=d} = 0 \quad (23)$$

$$\left. \frac{d\tilde{T}}{dx} \right|_{x=d} = -C_1 \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2}i \right) \sqrt{\frac{2\omega}{a}} \cos \left[ \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2}i \right) \sqrt{\frac{2\omega}{a}} d \right] - C_2 \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2}i \right) \sqrt{\frac{2\omega}{a}} \sin \left[ \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2}i \right) \sqrt{\frac{2\omega}{a}} d \right] \quad (24)$$

$$C_2 = -\frac{C_1}{\text{tg} \left[ \left( \frac{1}{2} - \frac{1}{2}i \right) \sqrt{\frac{2\omega}{a}} d \right]} \quad (25)$$

$$C_2 = -\frac{\dot{q}_{\text{Aamp}}}{k\left(\frac{1}{2} - \frac{1}{2}i\right)\sqrt{\frac{2\omega}{a}}\text{tg}\left[\left(\frac{1}{2} - \frac{1}{2}i\right)\sqrt{\frac{2\omega}{a}}d\right]} = \tilde{T}\Big|_{x=0} \quad (26)$$

Z równania (26) wynika, że przy znajomości wartości amplitudy oscylacji gęstości strumienia ciepła  $\dot{q}_{\text{Aamp}}$  oraz jej częstotliwości kątovej  $\omega$  (która jest taka sama jak częstotliwość oscylacji temperatury), a także grubości próbki  $d$  pomiar amplitudy  $T_A$  i przesunięcia fazowego  $\varphi_T$  sygnału temperatury po stronie ogrzewanej jest wystarczający do określenia wartości przewodności  $k$  i dyfuzyjności cieplnej  $a$  materiału próbki. W tym celu należałoby po obu stronach równania (26) dokonać separacji części rzeczywistej i urojonej (lub amplitudy i fazy) liczb zespolonych i porównać je ze sobą otrzymując układ dwóch równań z dwiema niewiadomymi. Podejście takie okazało się jednak niepraktyczne z uwagi na stosunkowo złożoną postać zależności  $C_2$  od poszczególnych czynników. Z tego też powodu do znalezienia wartości  $k$  oraz  $a$  spełniających równanie (26) wykorzystano dwuparametrową optymalizację przy użyciu algorytmu genetycznego. Zwrócić należy przy tym uwagę na fakt, że przy zaproponowanej konfiguracji eksperymentalnej do osiągnięcia wyniku nie jest konieczna znajomość wartości gęstości strumienia ciepła po stronie chłodzonej  $\dot{q}_B$ , co eliminuje potrzebę jego pomiaru.

Do optymalizacji wartości  $k$  oraz  $a$  wykorzystano algorytm *Waptia* dostępny w domenie publicznej na licencji BSD [27]. Jest to implementacja w środowisku LabVIEW algorytmu *Pikaia* zrealizowanego oryginalnie w języku Fortran-77 [28]. Działanie algorytmu polega na poszukiwaniu zbioru parametrów wejściowych, który maksymalizuje wartość zdefiniowanej przez użytkownika funkcji dopasowania. Chociaż implementacja obejmuje raczej podstawową wersję algorytmu genetycznego, możliwa jest modyfikacja sposobu jego działania w zakresie planu reprodukcyjnego populacji (zastępowalności pokoleń) czy zachowania dynamicznie dostosowywanego prawdopodobieństwa mutacji.

Algorytm *Waptia* wykorzystuje kodowanie rzeczywiste tzn. chromosom stanowi sekwencję genów, z których każdy przyjmuje wartość liczby naturalnej z zakresu 0÷9. Wybierając długość chromosomu można więc w prosty sposób określić ilość cyfr znaczących w otrzymanym rozwiązaniu. W każdym pokoleniu osobniki przeznaczone do krzyżowania wybierane są przy pomocy metody koła ruletki. Krzyżowanie odbywa się jednopunktowo tzn. genotypy rodziców dzielone są na losowo wybranym genie, a uzyskane w ten sposób fragmenty pochodzące od obojga rodziców służą do budowy genotypów potomstwa. Również operator mutacji ma charakter jednopunktowy: losowo wybrany gen w chromosomie zamieniany jest na losową liczbę naturalną z zakresu 0÷9.

Z punktu widzenia użytkownika kluczowym wymaganiem dla poprawnego działania algorytmu jest zdefiniowanie funkcji dopasowania. Jakkolwiek *Waptia* efektywnie maksymalizuje tę funkcję nie nakładając dodatkowych wymagań

dotyczących granic jej zbioru wartości, dobrą praktyką jest skonstruowanie jej w taki sposób, aby wartość 0 oznaczała minimalne dopasowanie, natomiast wartość 1 dopasowanie maksymalne. W rozważanym przypadku założenie takie spełnia funkcja zdefiniowana jako:

$$F = 1 - \frac{RMSE}{RMSE_{\max}} \quad (27)$$

RMSE jest średnią kwadratową różnic części rzeczywistych i urojonych wartości temperatury zespolonej w punkcie  $x = 0$  otrzymanych z pomiaru oraz z zastosowania wzoru (26) dla testowanego zestawu wartości  $k$  i  $a$ :

$$RMSE = \sqrt{\frac{\left(\operatorname{Re}(\tilde{T}_{0\text{calc}} - \tilde{T}_{0\text{meas}})\right)^2 + \left(\operatorname{Im}(\tilde{T}_{0\text{calc}} - \tilde{T}_{0\text{meas}})\right)^2}{2}} \quad (28)$$

gdzie:  $\tilde{T}_{0\text{calc}}$  - temperatura zespolona w punkcie  $x=0$  dla testowego zestawu  $k$  i  $a$  obliczona ze wzoru (26),

$\tilde{T}_{0\text{meas}}$  - temperatura zespolona zmierzona w punkcie  $x=0$ .

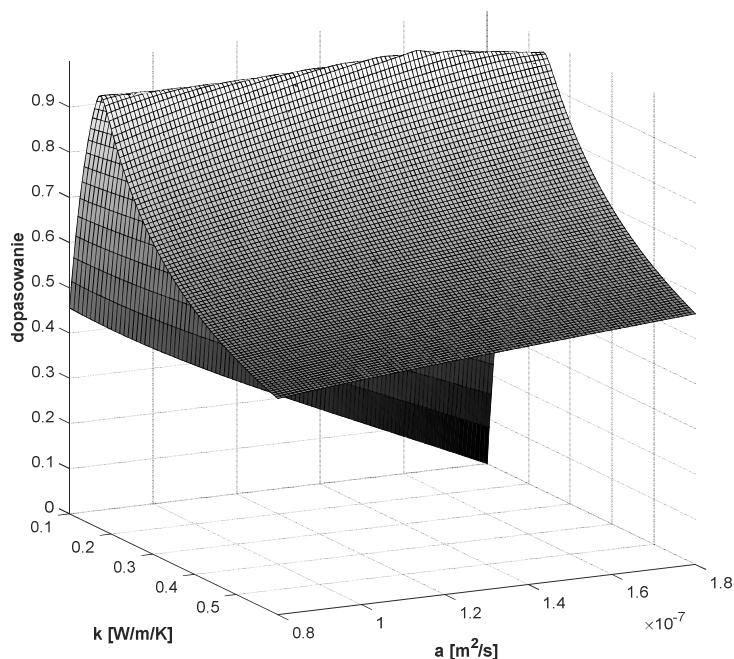
Dla działania algorytmu wymagane jest określenie zakresu poszukiwań czyli maksymalnych i minimalnych wartości, w granicach których znajdują się najprawdopodobniej rzeczywiste wartości szukanych parametrów. Wstępna analiza zależności  $RMSE$  od  $k$  i  $a$  wykazała, że maksymalnych wartości różnicy średniokwadratowej spodziewać się należy w skrajnych punktach (narożach) dziedziny poszukiwań. Wielkość  $RMSE_{\max}$ , wymaganą do znormalizowania wartości funkcji dopasowania do zakresu  $\langle 0,1 \rangle$ , można na tej podstawie zdefiniować jako:

$$RMSE_{\max} = \max \left( \begin{array}{l} RMSE(k_{\min}, a_{\min}), RMSE(k_{\min}, a_{\max}), \\ RMSE(k_{\max}, a_{\min}), RMSE(k_{\max}, a_{\max}) \end{array} \right) \quad (29)$$

gdzie do obliczenia wartości  $RMSE(k, a)$  wykorzystywane są kolejno kombinacje punktów skrajnych zakresu poszukiwań.

Rysunek 2 przedstawia zależność wartości zdefiniowanej w powyższy sposób funkcji dopasowania od wartości poszukiwanych parametrów  $k$  i  $a$ . Widoczna jest stosunkowo silna zależność  $F$  od przewodności cieplnej  $k$  i znacznie słabsza zależność od dyfuzyjności cieplnej  $a$ . Powoduje to, że szukane maksimum nie jest wystarczająco wyraźne, tzn. istnieje wiele wartości dyfuzyjności cieplnej, dla których funkcja dopasowania zbliża się do jedności. Spodziewać się należy, że takie uwarunkowanie skutkować będzie mniejszą dokładnością wyznaczenia  $a$  niż będzie to możliwe w przypadku przewodności cieplnej  $k$ .





Rys. 2. Wartości funkcji dopasowania dla przyjętego obszaru poszukiwań

Fig. 2. Values of the fitness function for assumed search area

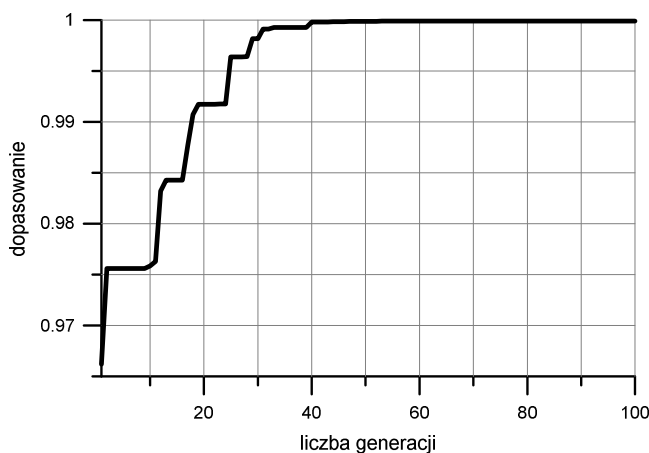
### 3. Wyniki

W celu weryfikacji zaproponowanej procedury rozwiązania zagadnienia odwrotnego wymiany ciepła przyjęto szereg parametrów charakteryzujących doświadczenie, których zrealizowanie byłoby możliwe z praktycznego punktu widzenia podczas rzeczywistego eksperymentu. Obliczenia przeprowadzono dla wartości  $k$  oraz  $a$  charakteryzujących polistyren wysokoudarowy (ang. High-Impact Polystyrene, HIPS), dla którego  $k = 0,22 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ ,  $a = 1,511 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$ . Zakres poszukiwań zdefiniowano w oparciu o maksymalne i minimalne wartości  $k$  i  $a$  charakteryzujące typowe tworzywa sztuczne:  $k_{\min} = 0,1 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ ,  $k_{\max} = 0,6 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ ,  $a_{\min} = 8 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$ ,  $a_{\max} = 1,8 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$ . Założono ponadto, że próbka ma grubość  $d=1 \text{ mm}$ , częstotliwość modulacji gęstości strumienia ciepła  $f$  wynosi  $0,1 \text{ Hz}$  ( $\omega = 0,6283 \text{ rad/s}$ ), natomiast jej amplituda  $\dot{q}_{\text{Aamp}} = 1000 \text{ Wm}^{-2}$ . Wstawienie powyższych wartości do wzoru (26) pozwoliło obliczyć amplitudę  $T_A$  i fazę  $\varphi_T$  temperatury zespolonej po stronie ogrzewanej próbki, które równe są odpowiednio  $2 \text{ K}$  i  $-0,814 \text{ rad}$ . Wartości  $T_A$ ,  $\varphi_T$ ,  $f$ ,  $d$ ,  $\dot{q}_{\text{Aamp}}$ ,  $k_{\min}$ ,  $k_{\max}$ ,  $a_{\min}$  oraz  $a_{\max}$  posłużyły następnie za dane wejściowe dla optymalizacji algorytmem *Wap-tia*.

Optymalizację przeprowadzono przy użyciu populacji liczącej 50 indywiduów, zaś liczbę generacji określono na 100. Prawdopodobieństwo krzyżowania

było stałe w czasie całej procedury i wynosiło 85%, natomiast prawdopodobieństwo mutacji zmieniało się dynamicznie w zależności od stopnia wzajemnego zróżnicowania osobników. Mutacja była bardziej prawdopodobna, jeżeli zbyt wiele indywiduów posiadało podobny genotyp nie skutkujący pożądaną maksymalizacją funkcji dopasowania. Wybrana opcja planu reprodukcyjnego zakładała, że każdy nowy osobnik zastępował będzie osobnika o najgorszym dopasowaniu z aktualnie istniejącej populacji. Długość genu wybrano w ten sposób, by w procesie optymalizacji brało udział 6 cyfr znaczących wartości  $k$  oraz  $a$ . Powyższe parametry algorytmu uznano za optymalne na podstawie wielokrotnego wykonania obliczeń i obserwacji przebiegu zmienności wartości funkcji dopasowania na przestrzeni pokoleń. Zmniejszenie liczby osobników w populacji skutkowało często sytuacją, w której 100 pokoleń nie wystarczało do osiągnięcia wartości  $F$  równej w przybliżeniu jedności, natomiast zwiększenie populacji nie powodowało wyraźnego przyspieszenia konwergencji. Podobne efekty zaobserwowano w przypadku zmniejszania i zwiększania prawdopodobieństwa krzyżowania, przy czym parametr ten nie wpływał praktycznie na czas wykonania algorytmu dla 100 pokoleń, podczas gdy zwiększanie populacji wiązało się z wydłużeniem czasu obliczeń.

Ze względu na inicjalizację algorytmu przy pomocy losowej populacji oraz ogólnie stochastyczny charakter procedury, ścieżka dojścia do rozwiązania, którą ilustruje wartość funkcji dopasowania na przestrzeni pokoleń jest różna przy kolejnych uruchomieniach algorytmu. Wielokrotne wykonanie programu pozwoliło stwierdzić, że po upływie 100 pokoleń procedura osiąga praktycznie jednakowe wartości  $k$  i  $a$  niezależnie od ścieżki dojścia do rozwiązania. Typowy przebieg wartości funkcji dopasowania na przestrzeni generacji przedstawia rysunek 3.



Rys. 3. Wartość funkcji dopasowania w kolejnych generacjach

Fig. 3. Values of the fitness function in successive generations

Z rysunku 3 wynika, że algorytm jest w stanie znaleźć wartości  $k$  i  $a$ , dla których funkcja dopasowania osiąga wartość bliską jedności. Chociaż w zademonstrowanym przykładzie ma to miejsce już ok. czterdziestego pokolenia, zaobserwowano przypadki, w których wymagana liczba generacji wynosi  $20 \div 80$ . Charakterystyczne jest, że już w pierwszym pokoleniu dopasowanie najlepszego indywiduum w populacji jest bardzo wysokie – wynosi 0,966. Wy tłumaczyć to można na podstawie postaci zależności wartości funkcji dopasowania od  $k$  i  $a$  (rys. 2). Istnieje duże prawdopodobieństwo, że jeden spośród 50 osobników pierwszej - generowanej losowo - populacji pochodził będzie właśnie z tego rejonu, ponieważ występuje tam stosunkowo rozległy obszar wysokich wartości  $F$ . Jako wynik otrzymano wartości  $k$  i  $a$  równe odpowiednio  $0,220 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$  i  $1,512 \text{ m}^2\text{s}^{-1}$ . Błąd względny wyznaczenia wartości przewodności cieplnej wyniósł więc 0,025%, natomiast wartość dyfuzyjności cieplnej odtworzona została z błędem równym 0,038%. Jakkolwiek wyniki te wydawać się mogą obiecujące, pamiętać należy, że zostały uzyskane w na podstawie procedury, której dane wejściowe określono na drodze teoretycznej. W rzeczywistości wartości  $T_A$  oraz  $\varphi_T$  obarczone będą błędami pomiarowymi. Podobnie zadane parametry eksperymentu zrealizować można jedynie ze skończoną dokładnością. Określenie amplitudy modulacji gęstości strumienia ciepła  $\dot{q}_{Aamp}$  w przypadku zastosowania do tego celu folii grzewczej wymagać będzie pomiaru napięcia i natężenia prądu jej zasilania, natomiast na dokładność wymuszenia częstotliwości oscylacji wpływ może mieć stała czasowa układu ogrzewania.

Z przeprowadzonych obliczeń wnioskować można, że algorytm genetyczny dobrze nadaje się do rozwiązania specyficznej postaci zagadnienia odwrotnego wymiany ciepła scharakteryzowanego w punkcie 2.1 i opisanego równaniem (26). Kwestią otwartą pozostaje natomiast, czy zaproponowana konfiguracja doświadczalna i przyjęte założenia sprawdzą się w warunkach rzeczywistego eksperymentu. Szczególnie przydatne byłoby w przyszłości przeprowadzenie analizy czułości rozwiązania na błędy pomiarowe amplitudy  $T_A$  oraz fazy  $\varphi_T$  temperatury zespolonej.

#### 4. Podsumowanie

W artykule zaprezentowano koncepcję równoczesnego pomiaru wartości przewodności cieplnej  $k$  i dyfuzyjności cieplnej  $a$  materiału wraz z procedurą pozwalającą na otrzymanie wyników na drodze dwuparametrowej optymalizacji wykorzystującej algorytm genetyczny. Metoda charakteryzuje się prostą konfiguracją eksperymentalną i założeniami łatwymi do realizacji w warunkach praktycznych. Przy założeniu, że możliwe jest wymuszenie oscylacji gęstości strumienia ciepła o dokładnie znanej amplitudzie  $\dot{q}_{Aamp}$  i częstotliwości kątowej  $\omega$ , konieczny jest pomiar jedynie amplitudy  $T_A$  i fazy  $\varphi_T$  oscylacji temperatury.

Zaproponowana procedura obliczeniowa pozwala na szybkie i dokładne znalezienie właściwości cieplnych badanego materiału na podstawie stosunkowo

niewielkiej ilości danych wejściowych. Optymalizacja przy użyciu algorytmu genetycznego jest w stanie z powodzeniem odtworzyć wartość dyfuzyjności cieplnej, pomimo niezbyt wyraźnego maksimum zależności wartości funkcji dopasowania od wartości  $a$ . Dalszy rozwój metody obejmować powinien analizę czułości otrzymywanych wyników na błędy pomiarowe poszczególnych wielkości, a następnie weryfikację w warunkach eksperymentalnych.

## Literatura

- [1] Parker J., Jenkins R.J., Butler C.P., Abbott G.L.: Flash method of determining thermal diffusivity, heat capacity, and thermal conductivity, *J. Appl. Physics*, 32 (1961) 1679-1684.
- [2] Vozár L., Hohenauer W.: Flash method of measuring the thermal diffusivity. A review, *High Temp. - High Pressures*, 35/36 (2004) 253-264.
- [3] Gustafsson S.E., Karawacki E., Khan M.N.: Transient hot-strip method for simultaneously measuring thermal conductivity and thermal diffusivity of solids and fluids, *J. Physics D: Appl. Physics*, 12 (1979) 1411-1421.
- [4] Gustafsson S.E.: Transient plane source techniques for thermal conductivity and thermal diffusivity measurements of solid materials, *Rev. Sci. Instruments*, 62 (1991) 797-804.
- [5] Krupa P., Malinarič S.: Using the Transient plane source method for measuring thermal parameters of electroceramics, *Int. J. Math., Comput., Statistical, Natural Phys. Eng.*, 8 (2014) 733-738.
- [6] ISO 22007-2:2015, *Plastics - Determination of thermal conductivity and thermal diffusivity - Part 2: Transient plane heat source (hot disc) method*.
- [7] Hisano K., Sawai S., Morimoto K.: Conventional simultaneous measurement of specific heat capacity and thermal conductivity by thermal radiation calorimetry, *Int. J. Thermophysics*, 19 (1998) 291-304.
- [8] Reading M., Hourston D.J.: *Modulated temperature differential scanning calorimetry. Theoretical and practical applications in polymer characterisation*, Springer, Dordrecht, 2006.
- [9] Marcus S.M., Blaine R.L.: Thermal conductivity of polymers, glasses and ceramics by modulated DSC, *Thermochimica Acta*, 243 (1994) 231-239.
- [10] Raudenský M., Horský J., Krejsa J., Slama L.: Usage of artificial intelligence methods on inverse problems for estimation of material parameters, *Int. J. Numerical Meth. Heat Fluid Flow*, 6 (1996) 19-29.
- [11] Liu G.R., Lee J.H., Patera A.T., Yang Z.L., Lam K.Y.: Inverse identification of thermal parameters using reduced-basis method, *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, 194 (2005) 3090-3107.
- [12] Vakili S., Gadala M.S.: Effectiveness and efficiency of particle swarm optimization technique in inverse heat conduction analysis, *Num. Heat Transfer, Part B: Fundamentals*, 56 (2009) 119-141.
- [13] Bai D.: Evaluation system for effective thermophysical properties of anisotropic composite material, *Aerospace Sci. Technol.*, 30 (2013) 94-101.

- [14] Adili A., Lachheb M., Kerkeni C., Ben Nasrallah S.: Simultaneous estimation of the thermophysical properties of liquids and of the boundary conditions, *Int. J. Thermal Sci.*, 68 (2013) 53-62.
- [15] Gosselin L., Tye-Gingras M., Mathieu-Potvin F.: Review of utilization of genetic algorithms in heat transfer problems, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 52 (2009) 2169-2188.
- [16] Garcia S., Guynn J., Scott E.P.: Use of genetic algorithms in thermal property estimation: Part II - Simultaneous estimation of thermal properties, *Num. Heat Transfer, Part A: Applications*, 33 (1998) 149-168.
- [17] Divo E., Kassab A., Rodriguez F.: Characterization of space dependent thermal conductivity with a BEM-based genetic algorithm, *Num. Heat Transfer, Part A: Applications*, 37 (2000) 845-875.
- [18] Jones M.R., Tezuka A., Yamada Y.: Thermal tomographic detection of inhomogeneities, *J. Heat Transfer*, 117 (1995) 969-975.
- [19] He H., He C., Chen G.: Inverse determination of temperature-dependent thermo-physical parameters using multi objective optimization methods, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 85 (2015) 694-702.
- [20] Raudenský M., Woodbury K.A., Kral J., Brezina T.: Genetic algorithm in solution of inverse heat conduction problems, *Num. Heat Transfer, Part B: Fundamentals*, 28 (1995) 293-306.
- [21] Vasileiou A., Vosniakos G-C., Pantelis D.: Determination of local heat transfer coefficients in precision castings by genetic optimisation aided by numerical simulation, *Proc. Inst. Mech. Eng., Part C: J. Mech. Eng. Sci.*, 229 (2014) 735-750.
- [22] Vakili S., Gadala M.S.: Low cost surrogate model based evolutionary optimization solvers for inverse heat conduction problem, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 56 (2013) 263-273.
- [23] Liu F-B.: An application of particle swarm optimization to identify the temperature-dependent heat capacity, *Heat Mass Transfer*, 48 (2012) 99-107.
- [24] Liu F-B.: Inverse estimation of wall heat flux by using particle swarm optimization algorithm with Gaussian mutation, *Int. J. Thermal Sci.*, 54 (2012) 62-69.
- [25] Wandelt M., Roetzel W.: Lockin thermography as a measurement technique in heat transfer, *QIRT 96 - Eurotherm Series 50 - Edizioni ETS, Pisa, 1997.*
- [26] Zheng G.R., Yang S.C.: Solution of steady periodic heat conduction by the finite-element method, *Num. Heat Transfer, Part A: Applications: Int. J. of Comp. Methodology*, 15 (1989) 525-534.
- [27] Gołębiowski W.: <https://lavag.org/files/file/94-waptia-genetic-optimization-algorithm/> [dostęp: 17 sierpnia 2015 r.].
- [28] Charbonneau P.: Genetic algorithms in astronomy and astrophysics, *The Astrophysical J. (Supplements)*, 101 (1995) 309-334.

## APPLICATION OF COMPUTATIONAL INTELLIGENCE ALGORITHMS FOR DETERMINING THERMAL PROPERTIES OF MATERIALS

### Summary

This paper presents the principle of simultaneous measurement of thermal conductivity  $k$  and thermal diffusivity  $a$  in steady-periodic state with application of computational intelligence algorithm to solve an inverse problem. Measurement in steady-periodic state being a special case of transient heat transfer allows for taking into account the heat accumulation phenomena. Furthermore, the determination of time-dependent value of temperature is possible based on the two parameters: amplitude  $T_A$  and phase angle  $\varphi_T$  of oscillations of temperature signal. The analysis of one-dimensional heat conduction in steady-periodic state allows to obtain the relationship between  $T_A$  and  $\varphi_T$ , and the values of thermal conductivity  $k$  and thermal diffusivity  $a$ . The procedure proved to be suitable for accurate estimation of the values of thermal conductivity and thermal diffusivity in less than 100 generations of genetic algorithm with population of 50 individuals. Simple experimental configuration and relatively low sensitivity of the directly measured values to systematic errors are the advantages of proposed method. However, the experimental verification is required to assess its practical usefulness.

**Keywords:** thermal measurements, thermal conductivity, thermal diffusivity, optimisation, genetic algorithm, steady-periodic state

DOI: 10.7862/rm.2016.2

*Otrzymano/received: 19.10.2015 r.*

*Zaakceptowano/accepted: 21.03.2016 r.*

Paweł GIL<sup>1</sup>

## PRZEJŚCIE STRUGI SYNTETYCZNEJ W STRUGĘ TURBULENTNĄ

Struga syntetyczna (ang. synthetic jet) jest rodzajem przepływu generowanym przez ścieżkę wirów pierścieniowych wytwarzanych przez generator strugi syntetycznej. Cechą charakterystyczną urządzenia wytwarzającego strugę syntetyczną jest brak zewnętrznego doprowadzenia płynu. Struga syntetyczna powstaje na skutek cyklicznego ruchu tłoka lub membrany wewnątrz komory, która ma jedną lub wiele dysz w ścianie. Struga syntetyczna w bliskiej odległości zbudowana jest z poruszających się wirów pierścieniowych, które dodatkowo zasysają płyn z otoczenia do wewnątrz wiru. Po przekroczeniu pewnej odległości wir rozrasta się zwiększając swoją masę i tracąc spójność przechodzi w przepływ turbulentny. W pracy zaprezentowano wyniki badań eksperymentalnych przejścia strugi syntetycznej w strugę turbulentną.

**Słowa kluczowe:** struga syntetyczna, struga turbulentna, wir pierścieniowy, generator przepływu o zerowym wydatku masowym

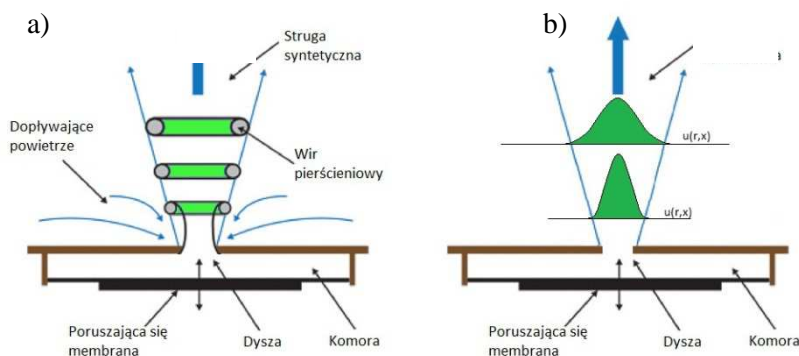
### 1. Wprowadzenie

Struga syntetyczna jest rodzajem przepływu generowanym przez ścieżkę wirów pierścieniowych wytwarzanych przez generator strugi syntetycznej. Średni wydatek masowy w przekroju dyszy wynosi dokładnie zero, ale spełniając pewną zależność liczb Reynoldsa i Stokesa, uzyskuje się zewnętrzny strumień płynu, tworzący się w pewnej odległości od dyszy. Generator strugi syntetycznej produkuje wówczas serię wirów pierścieniowych (torusów), które zasysają dodatkowy płyn z otoczenia wywołując zewnętrzny przepływ. Generator składa się z trzech głównych elementów: elementu drgającego, komory oraz dyszy. Podczas cyklicznego ruchu membrany powstaje ciąg wirów pierścieniowych („ścieżka wirowa”) poruszających się na zewnątrz dyszy. W pewnej odległości od dyszy ta koherentna struktura załamuje się tworząc przepływ turbulentny.

Na rysunku 1 zaprezentowano dwa schematy strugi syntetycznej, schemat 1a) przedstawia chwilową strugę syntetyczną, widoczne są cyklicznie pojawiające się pierścienie wirowe, które zasysają zewnętrzne powietrze do swojego

<sup>1</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Paweł Gil, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów, Tel. 17 8651288, e-mail: gilpawel@prz.edu.pl

rdzenia, powodując przepływ zgodnie z niebieską strzałką. Natomiast na schemacie 1b zaprezentowano uśrednioną w czasie strugę syntetyczną, która jest podobna do swobodnej strugi turbulentnej. Sama nazwa struga syntetyczna wzięła się od słowa synteza czyli składanie przepływu (strumienia) przez poszczególne wiry.



Rys. 1. Struga syntetyczna: a) chwilowa, b) uśredniona w czasie

Fig. 1. Synthetic jet: a) instantaneous, b) time-averaged

Kryterium powstawania strugi syntetycznej jest koniecznym warunkiem powstania przepływu. Kilka wyraźnych punktów występowania i niewystępowania strugi syntetycznej można znaleźć w literaturze [4, 11, 14, 16, 17, 20] Holman i in. [5] wykonali badania eksperymentalne i sformułowali kryterium powstawania strugi syntetycznej w postaci:

$$\frac{Re}{Stk^2} \geq K \quad (1)$$

gdzie:  $Stk$  - liczba Stokesa,  $Re$  - liczba Reynoldsa strugi syntetycznej (obliczanej z prędkości uśrednionej czasowo i przestrzennie podczas cyklu wytlaczania),  $K$  to pewna stała zależna od geometrii dyszy. Dla dysz osiowosymetrycznych (okrągłych)  $K = 0,16$ .

Smith i Swift [15] porównywali strugę syntetyczną ze strugą swobodną dla tych samych liczb Reynoldsa, z czego wynikało, że struga syntetyczna w bliskiej odległości jest zdominowana przez wiry pierścieniowe, które zasysają dodatkowy płyn do środka wiru. W dalekiej odległości struga syntetyczna wykazuje duże podobieństwo do strugi ciągłej.

Celem pracy jest wykonanie pomiarów eksperymentalnych profili promieniowych i osiowych prędkości strugi syntetycznej i wykazanie podobieństwa do strugi swobodnej. Dodatkowo dokonano pomiaru prędkości chwilowych i wyjaśniono zasadę działania strugi syntetycznej. Badany problem jest istotny ze





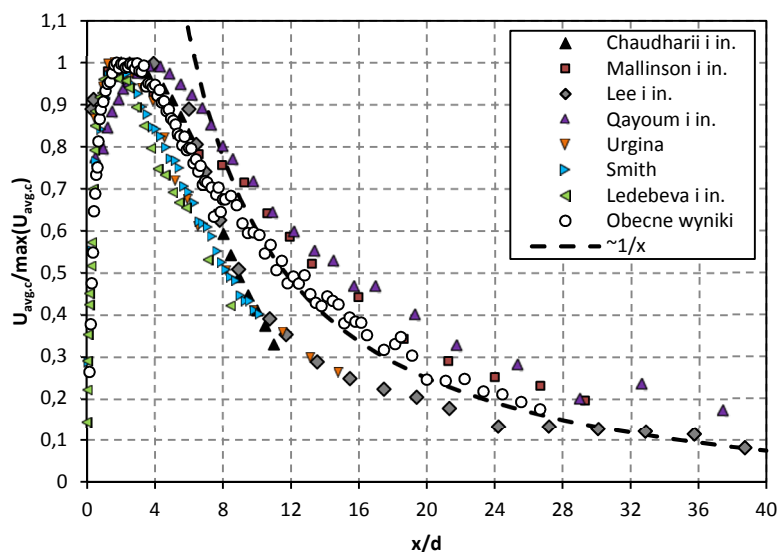
wzbudzenia membrany przetwornika elektroakustycznego  $f$  zmieniała się w zakresie 5-400 Hz. Zastosowano 8-omowy głośnik STX 6,5 200. Przetwornik elektroakustyczny był zasilany napięciem przemiennym o przebiegu sinusoidalnym, ze wzmacniacza mocy o wartości skutecznej napięcia stałej dla wszystkich pomiarów  $U = 3V$ .

Do pomiaru prędkości powietrza zastosowano termooanemometr stałotemperaturowy jednowłóknowy HPA 98 o średnicy włókna  $5 \mu m$  oraz długości włókna 1 mm. Włókno zostało wykonane z wolframu. Sygnał napięciowy był rejestrowany za pomocą karty pomiarowej KPCI-3116A firmy Keithley (rys. 2). Częstotliwość próbkowania dobierano automatycznie jako trzydziestodwukrotność częstotliwości pracy generatora strugi syntetycznej. Termooanemometr został przewzorcowany w tunelu aerodynamicznym w zakresie 0,7-30 m/s. Punkty wzorcowe aproksymowano wielomianem czwartego-stopnia. Rozszerzona niepewność pomiaru ( $2\sigma$ , 95 % ufność) prędkości była mniejsza o 4%. Pomiaru wykonywano w klimatyzowanym laboratorium o temperaturze  $T = 21 \pm 1^\circ C$ . Wilgotność względną oraz temperaturę powietrza mierzono higrometrem Testo 6681. Wilgotność względną w pomieszczeniu podczas pomiarów wynosiła  $\varphi = 50 \pm 10 \%$ . Płynem generatora strugi syntetycznej było powietrze atmosferyczne. Dla każdego punktu pomiarowego dokonywano pomiaru 50 cykli. Kierunek prędkości nie może być określony z pomiarów termooanemometru. Na podstawie zarejestrowanego modułu prędkości dokonano inwersji połówki sinusoidy odpowiadającej za cykl zasysania powietrza do komory. Wykorzystano w tym celu procedurę opisaną w pracy [12].

### 3. Wyniki badań eksperymentalnych

W celu porównania strugi syntetycznej ze strugą turbulentną zarejestrowano średnią prędkość powietrza wzdłuż osi dyszy (na kierunku  $x$ ). Struga syntetyczna w bliskiej odległości zdominowana jest przez cykliczne pierścienie wirów, które wraz ze przebytą drogą zwiększają swoją masę [9] i rozpadają się tworząc przepływ turbulentny. Mallinson i inni [10] wykazali podobieństwo profilu strugi syntetycznej do strugi turbulentnej po dystansie  $10d$ . Cater i inni [1] podają wartość  $15d$  opartą na średniej prędkości. Chaudhari i inni [2] podają że przepływ turbulentny zaczyna się po dystansie  $7d$ , gdzie  $d$  to średnica dyszy. Wyniki eksperymentalne pomiaru prędkości strugi syntetycznej w funkcji odległości  $x$  (rys. 3) ukazują, że powyżej bezwymiarowej odległości  $x/d \approx 9$  przepływ zanika w tempie proporcjonalnym do  $1/x$  podobnie jak swobodna struga turbulentna [19]. Na wykresie (rys. 3) można zauważyć lokalne maksimum prędkości występujące w odległości około  $x/d \approx 3$ . Powyżej tej odległości nie występuje oddziaływanie cyklu zasysania powietrza na prędkość chwilową. Struga syntetyczna w bliskiej odległości, począwszy od  $x/d = 0$  posiada prędkość średnią wynoszącą zero, wynika to z cyklicznego zasysania i wytłaczania powietrza przez dyszę. Na rysunku 4 przedstawiono prędkość chwilową strugi

syntetycznej dla kilku reprezentatywnych odległości od dyszy  $x/d$ . Prędkość powietrza została zarejestrowana synchronicznie względem sygnału sinusoidalnego zasilającego generator strugi syntetycznej i uśredniona z 20 okresów  $T$ .



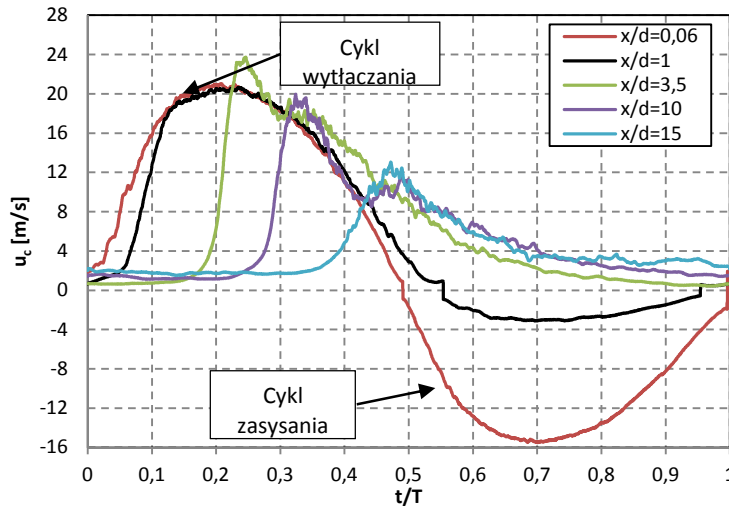
Rys. 3. Bezwymiarowa prędkość strugi syntetycznej w osi dyszy uśredniona czasowo, w funkcji bezwymiarowej odległości:  $Re = 23280$ ;  $Stk=53$ ;  $t/d = 1,33$ ;  $H/d = 2,67$

Fig. 3. Dimensionless time-averaged velocity of synthetic jet centerline as a function of dimensionless distance:  $Re = 23280$ ,  $Stk = 53$ ,  $t/d = 1.33$ ,  $H/d = 2.67$

Na wykresie (rys. 4) można zaobserwować, że w odległości  $x/d < 3$  prędkość chwilowa w osi dyszy ma przebieg sinusoidalny o połowce dodatniej odpowiadającej za cykl wytłaczania płynu oraz połowce ujemnej odpowiadającej za zasysanie płynu do komory generatora strugi syntetycznej. Wraz ze zwiększaniem odległości  $x/d$  prędkość w cyklu zasysania maleje do zera, a tym samym średnia prędkość rośnie. Maksima w przebiegach czasowych prędkości odpowiadają czasowi przybycia wiru pierścieniowego do punktu pomiarowego w zadanej odległości  $x/d$ .

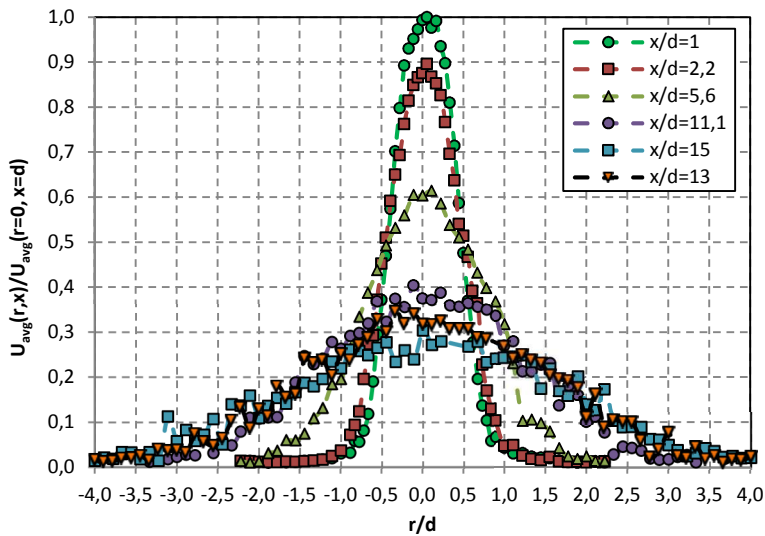
Struga syntetyczna po pewnym dystansie zachowuje się podobnie jak struga swobodna turbulentna [16]. Dokonując pomiaru prędkości średniej strugi syntetycznej w przekrojach równoległych do powierzchni dyszy, otrzymano następujące wyniki zaprezentowane na (rys. 5). Wraz z przemieszczaniem się wiru, następuje zwiększenie jego średnicy [22], a tym samym zwiększanie się szerokości profilu prędkości wraz ze wzrostem płaszczyzny pomiaru  $x/d$ . Pomiaru profili prędkości dokonano łącznie do odległości  $x/d = 15$ . W celu porównania profili strugi syntetycznej oraz strugi swobodnej turbulentnej zastosowano procedurę

bezwymiarową opisaną w [6][3]. W tym celu poszukuje się wirtualny początek  $x_0$  rdzenia (rys. 6 i 7).



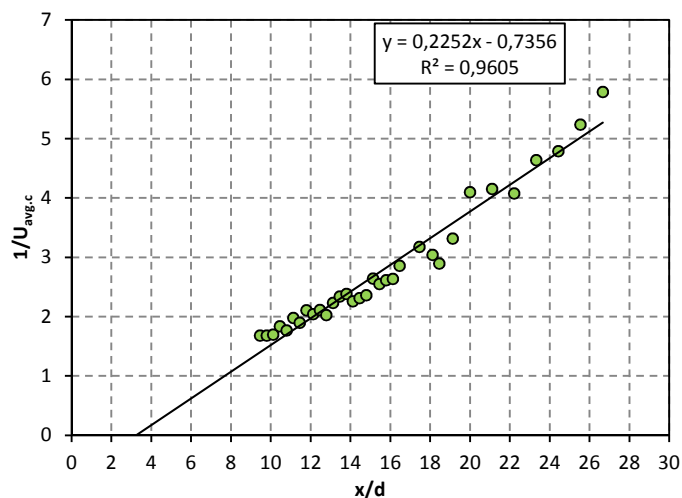
Rys. 4. Prędkość chwilowa strugi syntetycznej w osi dyszy dla różnych odległości od dyszy:  $x/d = 0,06 \div 15$ ;  $Re = 23280$ ;  $Stk = 53$ ;  $t/d = 1,33$ ;  $H/d = 2,67$

Fig. 4. Instantaneous velocity of synthetic jet centerline for various dimensionless distances:  $x/d = 0,06 \div 15$ ;  $Re = 23280$ ;  $Stk = 53$ ;  $t/d = 1,33$ ;  $H/d = 2,67$



Rys. 5. Profile promieniowe prędkości czasowo średniej strugi syntetycznej:  $Re = 13920$ ;  $Stk = 42$ ;  $t/d = 0,56$ ;  $H/d = 4,44$

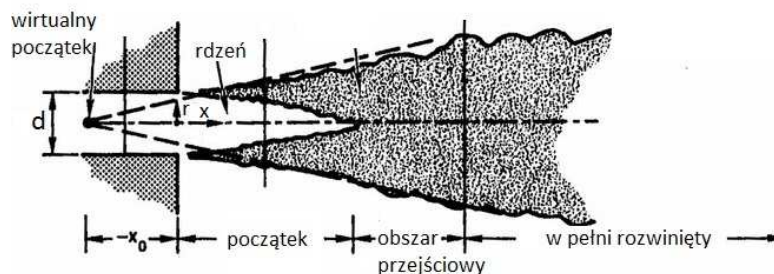
Fig. 5. Radial profiles of time-averaged velocity of synthetic jet:  $Re = 13920$ ,  $Stk = 42$ ,  $t/d = 0,56$ ,  $H/d = 4,44$



Rys. 6. Odwrotność prędkości średniej strugi syntetycznej powyżej odległości  $x/d > 9$ ; widoczny jest wirtualny początek  $x_0 = 3,3d$ ; ( $Re = 23280$ ;  $Stk = 53$ ;  $t/d = 1,33$ ;  $H/d = 2,67$ )

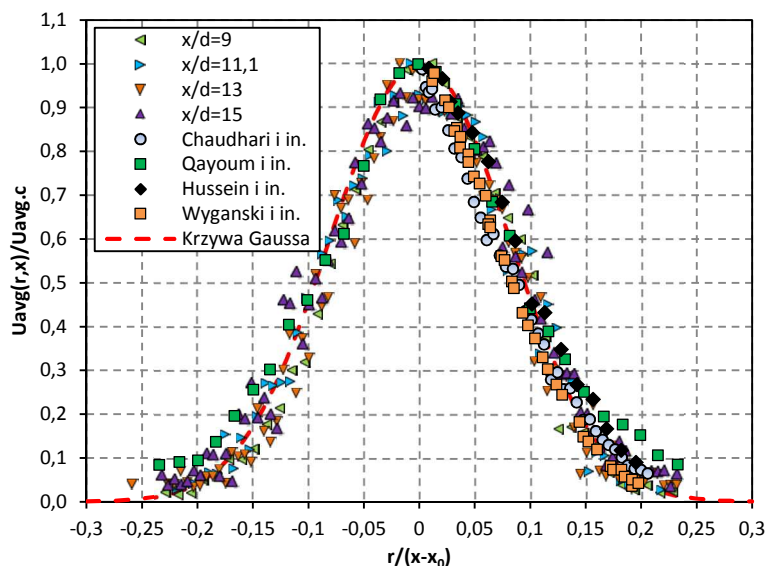
Fig. 6. The inverse of the average velocity of synthetic jet over a distance  $x/d > 9$ ; it is visible the virtual origin  $x_0 = 3.3d$  ( $Re = 23280$ ,  $Stk = 53$ ,  $t/d = 1.33$ ,  $H/d = 2.67$ )

W aktualnych badaniach eksperymentalnych wirtualny początek zaczyna się w odległości  $3,3d$ . Chaudhari i inni [2] dla strugi syntetycznej znaleźli wirtualny początek w odległości  $4d$ , podobnie jak Hussein i inni [6] dla strugi swobodnej turbulentnej. Prędkość bezwymiarowa wyznaczana jest przez podzielenie prędkości średniej  $U_{avg}(r,x)$  w punkcie  $(r,x)$  przez prędkość średnią w osi symetrii dyszy  $U_{avg,c}$  w punkcie  $(r = 0,x)$ . Bezwymiarowa współrzędna promieniowa wyznaczana jest przez podzielenie jej przez współrzędną osiową pomniejszoną o wirtualny początek  $r/(x-x_0)$ .



Rys. 7. Osiowosymetryczna struga turbulentna - widoczny jest wirtualny początek w odległości  $x_0$  (opracowano na podstawie [6])

Fig. 7. Axisymmetric turbulent jet, it is visible the origin distance of  $x_0$ ; prepared based on the [6]



Rys. 8. Porównanie bezwymiarowych profili średniej prędkości powietrza dla bezwymiarowej odległości  $x/d = 9 \div 15$  ( $Re = 13920$ ,  $Stk = 42$ ,  $t/d = 0.56$ ,  $H/d = 4.44$ ) z wynikami podanymi w literaturze. Struga syntetyczna: Chaudhari i in. [2] oraz Qayoum i in. [13],  $x/d = 6$ . Turbulentna struga swobodna: Hussein i in. [6] oraz Wyganski i Fiedler [19],  $x/d = 30$

Fig. 8. Comparison of the dimensionless profiles of average velocity of air for the dimensionless distance  $x/d = 9 \div 15$  ( $Re = 13920$ ,  $Stk = 42$ ,  $t/d = 0.56$ ,  $H/d = 4.44$ ) with the results reported in the literature. Synthetic jet: Chaudhari et al. [2], and Qayoum et al. [13],  $x/d = 6$ . Turbulent jet: Hussein et al. [6], and Wyganski and Fiedler [19],  $x/d = 30$

#### 4. Podsumowanie

W tekście zaprezentowano wyniki badań eksperymentalnych pomiaru prędkości osiowej oraz profili prędkości strugi syntetycznej oraz porównano uzyskane wyniki z profilami swobodnej strugi turbulentnej. Wyniki pomiaru ukazują zaskakujące podobieństwo uśrednionej czasowo strugi syntetycznej ze strugą turbulentną, począwszy od odległości  $x/d = 9$ . W bliskiej odległości występują znaczne różnice pomiędzy strugą syntetyczną i turbulentną:

- Prędkość średnia w odległości  $x/d = 0$  dla strugi syntetycznej wynosi dokładnie zero, natomiast dla strugi turbulentnej posiada wartość maksymalną.
- Odmienne jest mechanizm tworzenia przepływu. Dla strugi syntetycznej, której średni wydatek masowy w przekroju dyszy wynosi zero, przepływ generowany jest wirami pierścieniowymi zasysającymi dodatkowe zewnętrzne powietrze do wnętrza wiru, generując niezerowy wydatek. Struga turbulentna natomiast powstaje na skutek różnicy ciśnienia.

**Literatura**

- [1] Cater J.E., Soria J.: The evolution of round zero-net-mass-flux jets, *J. Fluid Mech.*, 472 (2002) 167-200.
- [2] Chaudhari M., Verma G., Puranik B., Agrawal A.: Frequency response of a synthetic jet cavity, *Exp. Thermal Fluid Sci.*, 33 (2009) 439-448.
- [3] Frohnafel B.: Multi-point similarity of the axisymmetric turbulent far jet and its implication for the POD, Master Thesis, Chalmers University of Technology, Goteborg 2003.
- [4] Gil P., Strzelczyk P.: Kryterium powstawania strugi syntetycznej, *ZN PRz Mechanika*, 86 (2014) 517-525.
- [5] Holman R., Utturkar Y., Mittal R., Smith B.L., Cattafesta L.: Formation criterion for synthetic jets, *The American Inst. Aeronautics Astronautics*, 43 (2005) 2110-2116.
- [6] Hussein H., Capp S., George W.: Velocity measurements in high Reynolds number. Momentum-conserving, axisymmetric, turbulent jet, *J. Fluid Mech.*, 258 (1994) 31-75.
- [7] Ledebeva I.V., Grushin A.E.: Amplitude and frequency characteristic of acoustic jets, *Acoustical Physics*, 49 (2003) 300-304.
- [8] Lee C., Timchenko V., Yeoh G.H., Reizes J.A.: Effect of the variable properties on heat transfer in micro-channel with synthetic jet, 9<sup>th</sup> Australasian Heat and Mass Transfer Conference, Melbourne 2011.
- [9] Liang Shao-Yo: Mass of air cannon vortex. International School Bangkok, ISB Journal of Physics (<http://www.isjos.org>) Bangkok 2007.
- [10] Mallinson S.G., Reizes J.A., Hong G., Westbury P.S.: Analysis of hot-wire anemometry data obtained in a synthetic jet flow, *Exp. Thermal Fluid Sci.*, 28 (2004) 265-272.
- [11] Milanovic I.M., Zaman K.B.M.Q.: Synthetic Jets in Crossflow, *AIAA Journal*, 43 (2005) 929-940.
- [12] Pavlova A., Amitay M.: Electronic cooling with synthetic jet impingement, *J. Heat Transfer*, 128 (2006), 897-907.
- [13] Qayoum A., Gupta V., Panigrahi P.K., Muralidhar K.: Influence of amplitude and frequency modulation on flow created by a synthetic jet actuator, *Sensors Actuators, A* 162 (2010) 36-50.
- [14] Shuster J.M., Smith D.R.: A study of the formation and scaling of a synthetic jet. Reno, NV: AIAA Paper 2004-0090.
- [15] Smith B., Swift G.: A comparison between synthetic jets and continuous jets. *Experiments in Fluids* 34 (2003) 467-472
- [16] Smith D.R.: A study of the formation and scaling of synthetic jet, Final Report F49620-01-1-0301, University of Wyoming. 2005
- [17] Timchenko V., Reizes J., Leonardi E., de Vahl Davis G.: A criterion for the formation of micro synthetic jets, *ASME Int. Mech. Eng. Congress Exposition (IMECE2004)*, Anaheim 2004, California, pp. 197-203.

- [18] Urgina S.: Experimental analysis and analytical modeling of synthetic jet-cross flow interactions, Doctor of Philosophy dissertation, University of Maryland 2007.
- [19] Wygnanski I., Fiedler H., Some measurements in self-preserving jet, *J. Fluid Mechanics* 38 (1969) 577-612.
- [20] Zhou J., Tang H., Zhong S.: Vortex roll-up criterion for synthetic jets, *AIAA Journal*, 47 (2009) 1252-1262.

## TRANSITION OF SYNTHETIC JET INTO TURBULENT JET

### Summary

Synthetic jet is a type of flow generated by the path of the ring-shaped vortex produced by a generator of synthetic jet. A characteristic feature of the synthetic jet generator is a lack of external supply of fluid. Synthetic jet arises from the cyclic movement of the piston or diaphragm inside the chamber, that has one or more nozzles in the wall. Synthetic jet is made up of moving ring-shaped vortices that also suck fluid into the inside of the vortex from the environment. Beyond a certain distance the vortex grows increasing its mass and losing stability, and then it transfers into a turbulent flow. In this paper the results of the experimental research of synthetic jet's transferring into turbulent jet is presented.

**Keywords:** synthetic jet, turbulent jet, ring-shaped vortex, zero-net-mass-flux generator

DOI: 10.7862/rm.2016.3

*Otrzymano/received: 19.10.2015 r.*

*Zaakceptowano/accepted: 21.03.2016 r.*



Sebastian GROSICKI<sup>1</sup>

## WPLYW KONCENTRACJI NANOCZĄSTEK $\gamma$ - $\text{Al}_2\text{O}_3$ NA WŁAŚCIWOŚCI TERMOFIZYCZNE ELEKTROLITU NA BAZIE NaOH

W artykule zaprezentowano wyniki pomiarów współczynnika lepkości dynamicznej oraz gęstości dla elektrolitu z dodatkiem nanocząstek  $\gamma$ - $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Cieczą bazową był wodny roztwór mieszaniny  $\text{K}_3\text{Fe}(\text{CN})_6$  oraz  $\text{K}_4\text{Fe}(\text{CN})_6$  w obecności wodorotlenku sodu jako elektrolitu podstawowego. Stężenie elektrolitu podstawowego wynosiło  $1 \text{ mol/dm}^3$  natomiast stężenia  $\text{K}_3\text{Fe}(\text{CN})_6$  (żelazocyjanku potasu) i  $\text{K}_4\text{Fe}(\text{CN})_6$  (żelazocyjanku potasu) wynosiły  $0,01 \text{ mol/dm}^3$ . Badaną nanocieczą jest płyn modelujący w metodzie prądów granicznych, którą stosuje się do wyznaczania współczynników wymiany masy/ciepła. Nanociecze badane były dla sześciu koncentracji objętościowych nanocząstek tj.: 0,005%, 0,010%, 0,015%, 0,025%, 0,050% oraz 0,1 %.

**Słowa kluczowe:** nanociecze, lepkość, gęstość, technika elektrolityczna

### 1. Wprowadzenie

Rozwój technologii elektronicznych, laserowych, jądrowych, techniki kosmicznej i samochodowej, oraz postępująca miniaturyzacja urządzeń stosowanych w ww. technologiach wymuszają konieczność wprowadzenia procesów mających na celu zintensyfikowanie wymiany ciepła [1]. Poprzez pojęcie intensyfikacji procesów wymiany ciepła należy rozumieć wszelkiego rodzaju działania mające na celu podwyższenie wartości współczynników wymiany ciepła. Należy tu wspomnieć, że w kanały znajdujące się w kompaktowych urządzeniach energetycznych (mini wymiennikach ciepła) mają wymiary od 40-400 nm. Istnieje kilka sposobów intensyfikacji procesów wymiany ciepła. Można to osiągnąć poprzez modyfikację mikrokanalów polegającą na zmianie geometrii mikrokanalu lub też wprowadzeniu przegrody w mikrokanale. Zabiegi te powodują zmianę charakteru przepływu cieczy z laminarnego na turbulentny co powoduje zwiększenie wartości współczynników wymiany ciepła. Metody te dają zadowalające rezultaty lecz wymagają modyfikacji konstrukcji już na etapie pro-

---

<sup>1</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Sebastian Grosicki, Politechnika Rzeszowska im. Ignacego Łukasiewicza, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 865-13-26, e-mail: sebogr@prz.edu.pl

jektowania, co powoduje, że są mało ekonomiczne. Jedną z metod intensyfikacji procesów wymiany ciepła, nie wymagającą ingerencji w modyfikację konstrukcji, jest zastosowanie nanocieczy jako czynnika termodynamicznego.

Pojęcie nanocieczy jest oczywiście pojęciem umownym. Należy tu zauważyć, że nanociecze to zawiesiny składające się z cieczy bazowej oraz cząstek stałych o wymiarach poniżej 100 nm [1]. Najczęściej stosowanymi cieczami bazowymi są: woda, aceton, freony, wodne roztwory glikolu oraz różnego rodzaju czynniki chłodnicze. Natomiast stosowane nanocząstki mogą być metaliczne (Au, Ag, Cu, Ti, Fe, Pt) lub w postaci tlenków ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{SiO}_2$ ,  $\text{TiO}_2$ ,  $\text{CuO}$ ). W pracy użyto do badań nanocząstek tritlenku glinu o odmianie polimorficznej  $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ . Jako ciecz bazową zastosowano elektrolit stanowiący czynnik roboczy stosowany w metodzie prądów granicznych nazywanej również techniką elektrolityczną.

Metoda prądów granicznych to jedna z metod służąca do pomiarów współczynników wymiany masy/ciepła, która znalazła zastosowania, zarówno w pomiarach wykonywanych w kanałach konwencjonalnych jak również w mini oraz mikrokanalach. Metoda ta ma przewagę nad innymi metodami stosowanymi do wyznaczania współczynników wymiany ciepła, gdyż niweluje ona błędy powstałe w wyniku montażu czujników temperatury jakimi najczęściej są termopary. Podstawą tej metody jest pomiar wartości prądów granicznych (prądów platou) powstających w procesach elektrolizy przebiegających w układzie z elektrolitem, gdzie powierzchnie katod stanowią elementy modelujące powierzchnię wymiany ciepła w zjawisku rzeczywistym [2]. Współczynnik wymiany masy  $h_D$  wyznacza się na podstawie pomiaru natężenia prądu granicznego, ze wzoru:

$$h_D = I_p / nFAC_b \quad (1)$$

gdzie:  $I_p$  - natężenie prądu granicznego,  $n$  - elektronowość reakcji elektrodowej,  $F$  - stała Faradaya,  $A$  - powierzchnia katody,  $C_b$  - stężenie roboczych jonów w elektrolicie [2].

Wyznaczony na podstawie zależności 1 współczynnik wymiany masy  $h_D$  przelicza się następnie na współczynnik wymiany ciepła stosując analogię między procesami przenoszenia ciepła i masy. Podstawową zależność, wynikającą z analogii procesów wymiany ciepła i masy przy konwekcyjnym przepływie w kanałach, można przedstawić w formie równania zawierającego odpowiednie liczby podobieństwa charakterystyczne dla procesu wymiany ciepła z analogicznymi charakterystycznymi dla procesu wymiany masy:

$$Nu/Sh = (Pr/Sc)^q \quad (2)$$

gdzie:  $Nu$  - liczba Nuselta (bezwymiarowy współczynnik wymiany ciepła),  $Sh$  - liczba Sherwooda (bezwymiarowy współczynnik wymiany masy),  $Pr$ ,  $Sc$  -

odpowiednio liczba Prandtla i Schmidta reprezentujące właściwości termofizyczne płynów w procesach wymiany ciepła i masy.

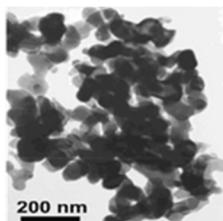
W celu określenia liczby Prandtla oraz liczby Schmidta konieczna jest znajomość współczynnika lepkości dynamicznej oraz gęstość badanego płynu, czyli w tym przypadku czystego elektrolitu oraz elektrolitu z dodatkiem nanocząstek  $\gamma$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>.

Celem niniejszej pracy jest pomiar wartości dynamicznego współczynnika lepkości oraz gęstości czystego elektrolitu oraz elektrolitu zawierającego nanocząstki  $\gamma$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> o udziale objętościowym odpowiednio: 0,005%, 0,010%, 0,015%, 0,025%, 0,050% oraz 0,1 %.

## 2. Przygotowanie i charakterystyka elektrolitu

Jak wspomniano wcześniej cieczą bazową do sporządzenia nanoroztworów był elektrolit, którego głównym składnikiem był NaOH. W celu sporządzenia tego roztworu, najpierw odważono na wadze analitycznej o dokładności 0,0001 odpowiednio 40 g NaOH, 3,293 g K<sub>3</sub>Fe(CN)<sub>6</sub> oraz 3,684 g K<sub>4</sub>Fe(CN)<sub>6</sub>. Następnie do kolby miarowej o pojemności 1 dm<sup>3</sup> nalano porcję wody destylowanej, w której rozpuszczono wcześniej odważony NaOH. Do tak sporządzonego roztworu dodano następnie K<sub>3</sub>Fe(CN)<sub>6</sub> oraz K<sub>4</sub>Fe(CN)<sub>6</sub>. Roztwór intensywnie wymieszano i dodano wody destylowanej tak aby uzyskać 1 dm<sup>3</sup> elektrolitu.

Do badań zastosowano nanocząstki  $\gamma$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> o czystości 98% charakteryzujące się sferycznym kształtem. Średni wymiar cząstek deklarowany przez producenta (Sigma-Aldrich Co.) wynosił 40 nm. Na rysunku 1 pokazano wykonane za pomocą konfokalnego mikroskopu skaningowego zdjęcie aglomeratów nanoproszku  $\gamma$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Na rysunku 2 przedstawiono rzeczywisty wygląd nanoproszku  $\gamma$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Zdjęcie wykonano standardowym aparatem fotograficznym.



Rys. 1. Aglomeraty nanoproszku  $\gamma$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>  
Fig. 1.  $\gamma$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nanopowder agglomerates



Rys. 2. Widok nanoproszku  $\gamma$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>  
Fig. 2. View of the  $\gamma$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nanopowder

Przygotowanie nanocieczy polegało na wymieszaniu odpowiednich porcji nanoproszku  $\gamma$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> z elektrolitem. Roztwory sporządzano w kolbach o pojemności 100 cm<sup>3</sup> wsypując odpowiednie naważki nanoproszku i uzupełniając je elektrolitem do objętości 100 cm<sup>3</sup>. Koncentracje objętościowe nanocząstek wy-

nosiły odpowiednio: 0,005%, 0,010%, 0,015%, 0,025%, 0,050% oraz 0,1 %. Tak sporządzone roztwory umieszczono w wodzie destylowanej znajdującej się w myjce ultradźwiękowej firmy Bandelin SONOREX DIGITEC DT 102 H na 3 godziny. Po poddaniu nanocieczy działaniu ultradźwięków została ona odstawiona na 19 h i ponownie umieszczona w myjce ultradźwiękowej na okres 3 h. Głównym celem działania ultradźwięków jest rozbicie tworzących się aglomeratów nanoproszku. W czasie przebywania roztworów w myjce ultradźwiękowej aglomeraty nanocząstek ulegają rozbiciu, tworząc jednorodną zawiesinę. Należy tu zaznaczyć, że działanie ultradźwięków nie jest stałe. Jednak efekt sedymentacji nanocząstek po działaniu ultradźwięków jest znikomy. Dla porównania, w roztworach nanocieczy zawierających nanocząstki, które nie zostały rozbite ultradźwiękami sedymentacja nanocząstek zachodzi zdecydowanie szybciej. Dlatego też, poddawanie nanocieczy działaniu ultradźwięków jest w tym przypadku procesem koniecznym w celu uzyskania jednorodnej mieszaniny, którą możemy nazwać nanocieczą.

### 3. Pomiar lepkości

Pomiar lepkości nanocieczy wykonano na reometrze firmy Brookfield R/S Plus. Widok stanowiska badawczego przedstawia rysunek 3. Do pomiarów lepkości zastosowano układ podwójnej szczeliny (DG DIN 53453). Lepkość rejestrowano korzystając z dedykowanego oprogramowania Rheo 3000. Pomiar lepkości odbywał się w czterech blokach pomiarowych przy odpowiednich prędkościach obrotowych wynoszących 200, 300, 400 i 500 obr/min. Czas trwania pomiaru dla każdej z prędkości wynosił 50 sekund. W trakcie pomiaru program rejestrował 5 punktów pomiarowych dla każdej z czterech prędkości obrotowych. Pomiar lepkości roztworów nanocieczy przeprowadzono w temperaturach 20, 30, 40 i 50°C. Jako wynik końcowy przyjęto średnia arytmetyczną z dwóch kolejnych eksperymentów uwzględniając lepkości otrzymane dla prędkości obrotowych 300, 400 i 500 obr/min.



Rys. 3. Widok stanowiska pomiarowego do pomiarów lepkości: 1-reometr Brookfield'a, 2- termostatowany układ pomiarowy, 3-ultratermostat, 4-komputer sterujący reometrem

Fig. 3. View of measuring position for measuring the viscosity: 1 - Brookfield rheometer, 2 - thermostatted measuring system, 3 - ultrathermostat, 4 - rheometer control computer

#### 4. Pomiar gęstości

Do pomiaru gęstości użyto piknometru o pojemności 25 cm<sup>3</sup> cechowanego na wylew o dokładności 0,001 cm<sup>3</sup>. Badane próbki ważono na wadze analitycznej firmy RADWAG XA 210/Y z dokładnością do 0,00001 g. Próbki termostawiano przy użyciu ultratermostatu. Do pomiaru temperatury użyto miernika temperatury firmy CZAKI EMT-302 o dokładności wskazań  $\pm 1,5\%$ . Pomiaru gęstości nanocieczy dokonano metodą piknometryczną. Piknometr o objętości 25 cm<sup>3</sup> zważono z dokładnością do 0,00001 g na wadze analitycznej, następnie uzupełniono go nanocieczą o stężeniu nanocząstek 0,005%, i umieszczono w termostacie w temperaturze 20°C. Po 15 minutach termostatowania osuszony piknometr zważono na wadze analitycznej. Gęstość obliczano z zależności:

$$\rho = \frac{m_2 - m_1}{V_p} \quad (3)$$

gdzie:  $m_2$  - masa piknometru z nanocieczą,  $m_1$  - masa pustego piknometru,  $V_p$  - objętość piknometru (25 cm<sup>3</sup>)

Pomiaru gęstości elektrolitu wykonano dla temperatur 20, 30, 40 i 50°C. Całą procedurę pomiarową powtórzono również dla elektrolitu o zawartości nanocząstek  $\gamma$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 0,010%, 0,015%, 0,025%, 0,050% oraz 0,1%.

#### 5. Wyniki pomiarów

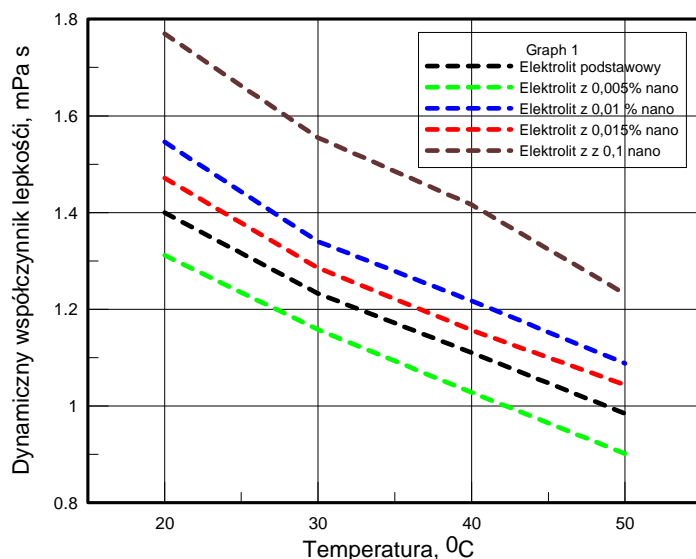
Wyniki pomiarów dynamicznego współczynnika lepkości elektrolitu w funkcji temperatury przedstawiono na rysunku 4. Dla wszystkich badanych koncentracji objętościowych nanocząstek  $\gamma$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> w elektrolicie, jak również dla czystego elektrolitu dynamiczny współczynnik lepkości maleje wraz ze wzrostem temperatury. Największe wartości dynamicznego współczynnika lepkości otrzymano dla elektrolitu o stężeniu nanocząstek 0,1%. Natomiast dla stężenia nanocząstek w elektrolicie równego 0,005% wartość dynamicznego współczynnika lepkości jest niższa, niż ta otrzymana dla czystego elektrolitu. Wpływ stężenia nanocząstek na dynamiczny współczynnik lepkości przedstawiono na rysunku 5. Wyniki pomiarów porównano z wynikami badań podanymi w pracach [3, 4]. Autorzy tych prac obliczając dynamiczny współczynnik lepkości korzystali ze wzoru Einsteina:

$$\mu_{ENF} = (1 + 2,5\Phi) \cdot \mu_{ES} \quad (4)$$

gdzie:  $\mu_{ENF}$  - dynamiczny współczynnik lepkości nanocieczy,  $\Phi$  - udział objętościowy nanocząstek,  $\mu_{ES}$  - dynamiczny współczynnik lepkości elektrolitu.

W niniejszych badaniach eksperymentalnych dynamiczny współczynnik lepkości badanych nanocieczy różni się istotnie od wartości tego współczynnika

otrzymanego z równania (4). Rozbieżność ta jest szczególnie widoczna dla elektrolitu o stężeniu nanocząstek równym 0,05%. Zaobserwowano spadek dynamicznego współczynnika lepkości do poziomu lepkości jaką zmierzono dla stężenia nanocząstek w elektrolicie równego 0,01%. Podobną zależność między dynamicznym współczynnikiem lepkości, a stężeniem nanocząstek otrzymano dla całego zakresu temperatur w jakich prowadzono pomiar. Wyniki pomiarów gęstości nanocieczy przedstawiono w tabeli 1. Największą gęstość zmierzono dla czystego elektrolitu. Zwiększenie stężenia nanocząstek w elektrolicie nie wykazało spodziewanego wzrostu gęstości elektrolitu. Mogło to być spowodowane sedymentacją nanocząstek w elektrolicie podczas termostatowania piknometru.



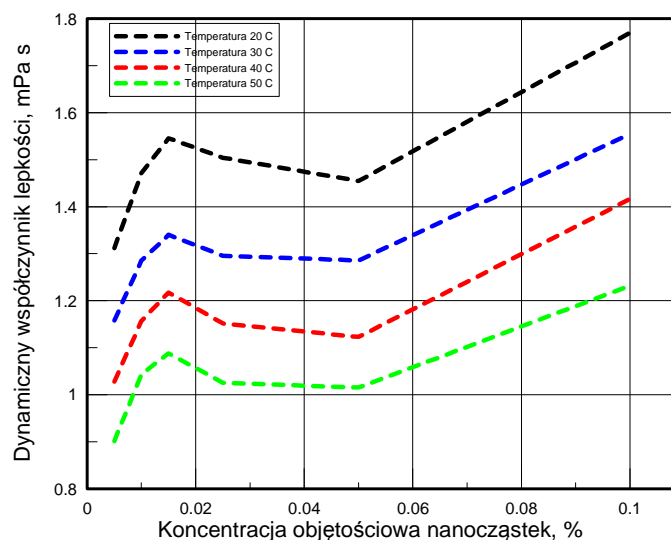
Rys. 4. Wpływ temperatury na dynamiczny współczynnik lepkości elektrolitu dla różnych koncentracji objętościowej nanocząstek

Fig. 4. Effect of the temperature on the dynamic viscosity coefficient of the electrolyte for various volume concentrations of nanoparticles

Tabela. 1. Wyniki pomiarów gęstości

Table. 1 Results of the density measurements

Temperatura	Gęstość, g/cm <sup>3</sup>						
	elektrolit	elektrolit +0,005% $\gamma$ -Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	elektrolit +0,01% $\gamma$ -Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	elektrolit +0,015% $\gamma$ -Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	elektrolit +0,025% $\gamma$ -Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	elektrolit +0,05% $\gamma$ -Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	elektrolit +0,1% $\gamma$ -Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
20°C	1,0720	1,0656	1,0555	1,0634	1,0658	1,0566	1,0650
30°C	1,0679	1,0619	1,0519	1,0599	1,0623	1,0531	1,0615
40°C	1,0637	1,0574	1,0476	1,0546	1,0578	1,0488	1,0572
50°C	1,0571	1,0511	1,0426	1,0502	1,0521	1,0442	1,0528



Rys. 5. Wpływ stężenia nanocząstek  $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$  na dynamiczny współczynnik lepkości

Fig. 5. Effect of  $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$  nanoparticles concentration on the dynamic viscosity coefficient

## 6. Podsumowanie

Na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych stwierdzono, że wzrost koncentracji objętościowej nanocząstek  $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$  nie wpływa jednoznacznie na wartość dynamicznego współczynnika lepkości. Dla objętościowej koncentracji nanocząstek równej 0,05% nie zaobserwowano wzrostu dynamicznego współczynnika lepkości. Jego wartość jest zbliżona do wartości dynamicznego współczynnika lepkości dla elektrolitu zawierającego koncentrację nanocząstek równą 0,005%. Wyniki te dają podstawę do stwierdzenia, że stosowane przez innych badaczy wzory empiryczne, na podstawie których obliczają oni dynamiczny współczynnik lepkości dla nanocieczy, są obciążone znaczącym błędem. Należy zatem w przypadku elektrolitu zawierającego nanocząstki kierować się badaniami eksperymentalnymi, a nie równaniami empirycznymi.

Z uwagi na brak podobnych badań eksperymentalnych badacze prowadzących badania z użyciem elektrolitu z nanocząstkami nie porównywano otrzymanych wyników badań. Należy tu zwrócić uwagę, że badania właściwości termofizycznych nanocieczy mogą być obciążone pewnym błędem związanym z nieuniknioną sedimentacją nanocząstek. Błąd ten nie jest możliwy do oszacowania, ale może zostać zniwelowany poprzez zastosowanie środków powierzchniowo czynnych, których zadaniem jest stabilizacja nanocieczy. W kolejnych etapach

planowane jest powtórzenie badań z użyciem środków stabilizujących sedymentację nanocząstek w elektrolicie.

### Literatura

- [1] Cieśliński J.T., Krygiel K., Smoleń S.: Wpływ koncentracji nanocząstek na właściwości termofizyczne nanocieczy woda- $\text{Al}_2\text{O}_3$  i woda- $\text{TiO}_2$ , Termodynamika i wymiana ciepła w badaniach procesów ciepłno-przepływowych, OW PRz, Rzeszów 2014.
- [2] Grosicki S., Smusz R., Wilk J.: Koncepcja stanowiska do pomiarów współczynnika wymiany masy/ciepła w mini-wymiennikach, ZN PRz Mechanika, 86 (2014) 349-356.
- [3] Beiki H., Esfahany M.N., Etesami N.: Laminar forced convective mass transfer of  $\text{-Al}_2\text{O}_3$ /electrolyte nanofluid in a circular tube, Int. J. Thermal Sci., 64 (2013) 251-256.
- [4] Beiki H., Esfahany M.N., Etesami N.: Turbulent mass transfer of  $\text{Al}_2\text{O}_3$  and  $\text{TiO}_2$  electrolyte nanofluids in circular tube, Microfluid Nanofluid, Springer-Verlag 2013.

## INFLUENCE OF CONCENTRATION OF $\gamma$ - $\text{Al}_2\text{O}_3$ NANOPARTICLES ON THERMOPHYSICAL PROPERTIES OF NaOH-BASED ELECTROLYTE

### Summary

This paper presents the results of measurements of the dynamic viscosity and the density of the electrolyte with addition of  $\gamma$ - $\text{Al}_2\text{O}_3$  nanoparticles. As the supporting fluid an aqueous solution of  $\text{K}_3\text{Fe}(\text{CN})_6$  and  $\text{K}_4\text{Fe}(\text{CN})_6$  in the presence of a sodium hydroxide electrolyte was used. The concentration of the supporting electrolyte was  $1 \text{ mol/dm}^3$  whereas the concentration of ferricyanides was  $0.01 \text{ mol/dm}^3$ . The tested nanofluid represents modeling fluid in the current limits method. This method is used for determining the mass/heat transfer coefficients. Nanofluids were tested for six volume concentrations of nanoparticles, i.e. 0.005%, 0.010%, 0.015%, 0.025%, 0.050% and 0.1 %.

**Keywords:** nanofluids, viscosity, density, electrolytic technique

DOI: 10.7862/rm.2016.4

*Otrzymano/received: 19.10.2015 r.*

*Zaakceptowano/accepted: 21.03.2016 r.*



Magdalena SOBCZAK<sup>1</sup>  
Zbigniew ZAPAŁOWICZ<sup>2</sup>

## WPLYW ODSYSANIA MIESZANINY PAROWO- POWIETRZNEJ NA EFEKTYWNOŚĆ PROCESU CHŁODZENIA STRUMIENIEM KROPEL

W pracy przedstawiono budowę stanowiska badawczego, metodykę pomiarów i obliczeń oraz wstępne wyniki badań doświadczalnych procesu chłodzenia podgrzewanej powierzchni strumieniem kropeł wody, gdy powstająca mieszanina parowo-powietrzna jest odsysana z zamkniętej przestrzeni otaczającej grzejnik. Badania przeprowadzono dla trzech wariantów procesu chłodzenia grzejnika tj. przy zastosowaniu bocznego odsysania powstającej mieszaniny przestrzeni nad ogrzewaną powierzchnią, przy odsysaniu tej mieszaniny z wnętrza tej przestrzeni oraz w warunkach, gdy mieszanina parowo-powietrzna nie jest odsysana. Celem pracy jest analiza wpływu miejsca odsysania mieszaniny parowo-powietrznej oraz czasu na intensywność procesu odparowania filmu wodnego. Eksperyment przeprowadzono dla temperatury podgrzewanej powierzchni wynoszącej 90°C. Na podstawie analizy wstępnych wyników badań doświadczalnych oszacowano, że odsysanie mieszaniny parowo-powietrznej z wnętrza przestrzeni zwiększa intensywność odparowania chłodziwa (wody) o około 5÷30%, gdy czas chłodzenia wzrasta trzykrotnie. Zmiana miejsca odsysania mieszaniny parowo-powietrznej nie zmienia istotnie intensywności odparowania filmu wodnego.

**Słowa kluczowe:** odsysanie, odparowanie, film wodny, odprowadzanie pary, chłodzenie struga, chłodzenie ścianki

### 1. Wprowadzenie

Procesy chłodzenia nagranych powierzchni ścianek mają istotny wpływ na sprawność i eksploatację wielu urządzeń technicznych. Zwiększenie intensywności odbioru ciepła od nagranych powierzchni jest jednym z ważniejszych kierunków rozwoju współczesnej energetyki. O efektywności procesu chłodzenia decyduje między innymi rodzaj chłodziwa. Obecnie, ze względu na dostępność i koszt najczęściej stosowanymi chłodziwami są powietrze i woda.

<sup>1</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Magdalena Sobczak, Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny, al. Piastów 17, 70-310 Szczecin, Tel. 91 449 4272, e-mail: magdalena.sobczak@zut.edu.pl

<sup>2</sup> Zbigniew Zapałowicz, Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny, e-mail: zbigniew.zapalowicz@zut.edu.pl

Konwekcyjne chłodzenie za pomocą strumienia powietrza jest jednak mało intensywne, a ilość odprowadzanego od nagrzanej powierzchni ciepła jest stosunkowo mała. Ponadto, układ konwekcyjnego chłodzenia powietrznego ma duże wymiary co przy miniaturyzacji urządzeń ogranicza jego stosowanie. O wiele lepszą intensywność chłodzenia zapewnia konwekcyjne chłodzenie wodą. W związku z tym systemy chłodzenia wodą wykorzystuje się ostatnio np. do chłodzenia elementów elektroniki [2, 4, 5, 17]. Do chłodzenia nagrzanych powierzchni można także wykorzystać chłodziwa o różnych właściwościach chemicznych i fizycznych m.in: alkohole [7-10], ciekłe metale [1], parafiny, które zmieniają fazę w wyniku ogrzania [16] oraz nanopłyny [3].

W praktyce coraz częściej do odprowadzania ciepła z nagrzanych powierzchni wykorzystuje się procesy chłodzenia ze zmianą fazy cieczy chłodzącej. Ciecz podawana jest za pomocą pojedynczej dyszy lub zespołu dysz chłodzących w postaci strugi lub strug o strukturze ciągłej lub kropłowej [7-9, 15, 19]. Doprowadzona do nagrzanej powierzchni ciecz może tworzyć film cieczowy lub strukturę kropłową [6-7, 11, 19-20]. W przypadku użycia wody jako chłodziwa może być ona doprowadzana do podgrzanej powierzchni w postaci strug [7, 11] bądź „spray’ów”, tj. mieszanin wody z powietrzem [2-4, 10, 13-14, 20]. Odparowanie wody intensyfikuje proces odbioru ciepła od nagrzanej powierzchni.

Dalsza intensyfikacja procesu chłodzenia jest możliwa, gdy powstająca para wodna jest odprowadzona z przestrzeni nad filmem wodnym, pokrywającym nagrzaną powierzchnię ścianki. W literaturze przedmiotu niewiele jest informacji o tym sposobie chłodzenia ścianek. W pracy [12] Autorzy przedstawili wstępne wyniki badań doświadczalnych chłodzenia podgrzanej ścianki za pomocą strugi wody, gdy powstająca para wodna wraz z powietrzem jest odsysana z przestrzeni nad filmem wodnym. Od strony powietrza przestrzeń nad grzejnikiem nie ma ograniczeń.

Celem niniejszej pracy jest określenie wpływu czasu podawania cieczy i miejsca odsysania mieszaniny parowo-powietrznej z zamkniętej przestrzeni nad podgrzewaną powierzchnią na intensyfikację wymiany ciepła między nią, a chłodziwem.

## 2. Stanowisko badawcze

Stanowisko badawcze składa się z czterech następujących układów (rys. 1): zakraplania, grzania, odsysania oraz pomiaru i rejestracji temperatury. Zakraplacz i grzejnik umieszczono wewnątrz szklanej kolby z odciętym dnem. Szklane dno kolby zastąpiono bakelitową płytką. W bocznej ściance kolby znajduje się króciec do odprowadzania mieszaniny parowo-powietrznej. Struga cieczy jest wytwarzana w zakraplaczu, którym jest sztywny wężyk plastikowy o średnicy zewnętrznej równej 0,0048 m. Wężyk wsunięto w metalową rurkę, którą następnie zamontowano w gumowym korku i umieszczono w szklanej kolbie. Za-

kraplacz jest połączony gumowymi przewodami ze zbiorniczkiem przelewowym. Zbiorniczek umieszczono na statywie. Zadaniem zbiorniczka przelewowego jest zapewnienie stałego ciśnienia hydrostatycznego napływającej cieczy, a więc stałego jej natężenia przepływu. W niniejszej pracy cieczą chłodzącą była woda.



Rys. 1. Widok stanowiska badawczego

Fig. 1. View of test stand

Wytworzona w zakraplaczu struga wody jest kierowana na powierzchnię roboczą grzejnika zamontowanego w płycie bakelitowej. Odległość zakraplacza od chłodzonej powierzchni można regulować. Nadmiar wody chłodzącej z powierzchni grzejnej spływa poprzez kanał odprowadzający do zbiornika pomiarowego, będącego ostatnim elementem układu zakraplania. Odsysanie mieszaniny parowo-powietrznej z przestrzeni nad powierzchnią roboczą grzejnika odbywa się za pomocą pompy próżniowej typu 1154.4, podłączonej gumowym przewodem do króćca znajdującego się na bocznej powierzchni przeźroczystej kolby lub z wnętrza kolby poprzez wężyk plastikowy umieszczony w połowie odległości króćca od tej powierzchni.

Grzejnik w formie bloczku miedzianego o wymiarach  $0,04 \times 0,04 \times 0,02$  m jest umieszczony w płycie pod zakraplaczem. Wewnątrz płytki miedzianej zamontowano standardową grzałkę elektryczną w kształcie cylindra o średnicy  $0,006$  m i długości  $0,04$  m. Moc elementu grzejnego wynosi  $110$  W. Regulacja temperatury grzania następuje za pomocą regulatora typu RK40. Sygnałem sterującym jest temperatura zmierzona wewnątrz grzejnika termometrem oporowym Pt100. W grzejniku wywiercono otwory, w których zamontowano czujniki temperatury. Do pomiaru rozkładu temperatury w grzejniku zastosowano termopary typu J o średnicy  $0,001$  m. Termopary te podłączono do układu akwizycji danych wyposażonego w rejestrator APAR typu AR206/8.

### 3. Metodyka badań

W celu określenia wpływu odsysania mieszaniny parowo-powietrznej na efektywność wymiany ciepła między chłodziwem, a grzaną powierzchnią badano intensywność odparowania filmu wodnego wykorzystując metodę objętościową. W niniejszych badaniach jako chłodziwo zastosowano wodę destylowaną o temperaturze 21°C. Przed pomiarem przygotowano trzy naczynka z wodą, każde o pojemności 30 ml. Zakraplacz umieszczono w odległości 0,001 m od powierzchni grzejnej. Wypływ wody z zakraplacza jest wywołany ciśnieniem hydrostatycznym. W niniejszych badaniach wysokość słupa wody, mierzona między powierzchnią lustra w zbiorniczku przelewowym, a końcówką zakraplacza, była równa 0,536 m. Następnie ustalano natężenie wypływu wody z zakraplacza. Zmiana natężenia przepływu wody powodowała skrócenie lub wydłużenie czasu pomiaru. Do regulacji strumienia wody używano zacisku zamontowanego na węźle łączącym zbiorniczek z zakraplaczem. Układ odsysający znajdował się na wysokości około 0,18 m lub 0,09 m od powierzchni grzejnej. Eksperyment przeprowadzono dla temperatury powierzchni grzanej równej 90°C. Po osiągnięciu przez układ stanu ustalonego uruchamiano zakraplacz i strumień kropeł kierowano na powierzchnię grzejną. Przy pomocy stopera mierzono czas potrzebny do przepływu 30 ml wody przez zakraplacz. Po każdym pomiarze zlewano nieodparowaną wodę ze zbiornika pomiarowego i następnie obliczano objętość odparowanej wody.

Badania przeprowadzono w 3 próbach: bez odsysania mieszaniny parowo-powietrznej, z jej odsysaniem poprzez króciec znajdujący się na bocznej powierzchni szklanej kolby oraz poprzez wężyk plastikowy umieszczony we wnętrzu kolby. W tym ostatnim przypadku plastikowy wężyk miał średnicę zewnętrzną równą 0,005 m. W każdej próbie wykonano po trzy serie pomiarowe.

W celu określenia intensywności odparowania filmu wodnego zdefiniowano bezwzględne i względne współczynniki odparowania. Intensywność odparowania wody można oceniać w stosunku do ilości wody, która została doprowadzona do powierzchni grzejnej. W tym przypadku bezwzględny współczynnik odparowania jest zdefiniowany jako różnica masy wody doprowadzonej do grzejnika i masy wody, która nie odparowała:

$$m = m_1 - m_2 \quad (1)$$

W badanym zakresie zmian temperatury wody jej gęstość zmienia się nieznacznie, tak więc odpowiednie masy wody mogą być zastąpione ich objętościami, a więc:

$$m = (V_1 - V_2) \cdot \rho \quad (2)$$

gdzie:  $V_1$ ,  $V_2$  - objętości wody przed i po pomiarze, przy czym  $V_1 = 30$  ml.

Względny współczynnik odparowania można wtedy zdefiniować jako stosunek masy odparowującej wody do początkowej masy wody doprowadzonej do powierzchni grzejnej. Wartość tego współczynnika można obliczyć w procentach, korzystając ze wzoru:

$$\xi = \frac{m}{m_1} \cdot 100\% = \frac{V}{V_1} \cdot 100\% \quad (3)$$

Wpływ procesu odsysania mieszaniny parowo-powietrznej na intensywność procesu odparowania wody można także ocenić w stosunku do procesu odparowania ale bez odsysania. Bezwzględny współczynnik odparowania jest wtedy obliczany jako różnica mas odparowującej wody w wariancie z (apostrof s) i bez zastosowania odsysania mieszaniny parowo-powietrznej (apostrof b):

$$m_o = m_o^s - m_o^b = (V_o^s - V_o^b) \cdot \rho \quad (4)$$

W tym przypadku względny współczynnik odparowania jest definiowany jako stosunek bezwzględnego współczynnika odparowania wody  $m_o$  do masy strumienia odparowanej wody przy braku odsysania mieszaniny parowo-powietrznej  $m_o^b$ . Parametr ten może być także obliczany w procentach, zgodnie z zależnością:

$$\kappa = \frac{\Delta m_o}{m_o^b} \cdot 100\% = \frac{m_o^s - m_o^b}{m_o^b} \cdot 100\% = \frac{(V_o^s - V_o^b)}{V_o^b} \cdot 100\% \quad (5)$$

#### 4. Wyniki badań

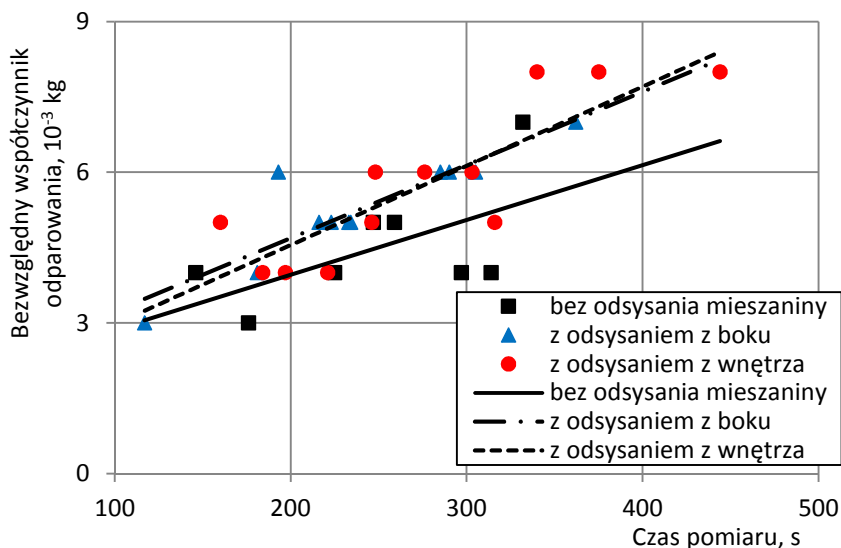
Wyniki badań doświadczalnych, po wykonaniu analizy statystycznej i odrzuceniu punktów pomiarowych uznanych za błędy grube, przedstawiono w formie wykresów. Zdecydowano się na zastosowanie kryterium oceny, zgodnie z którym punkt pomiarowy jest wykluczany z analizy, jeśli jego wartość różni się więcej niż o wartość jednokrotnego odchylenia standardowego. Na rysunku 2 przedstawiono bezwzględny współczynnik odparowania dla wody  $m$ , obliczony z zależności (2), w funkcji czasu pomiaru odpowiednio przy odsysaniu i braku odsysania mieszaniny parowo-powietrznej. Na rysunku tym wykreślono również linie tendencji pokazujące liniowy kierunek zmian tego parametru. Z ich przebiegu wynika, co jest zgodne z oczekiwaniami, że masa odparowującej wody jest większa, gdy czas pomiaru ulega wydłużeniu. Linie tendencji ilustrujące intensywność odparowania wody w przypadku zastosowania odsysania charakteryzują się większym nachyleniem niż ta, gdy brak jest odsysania mieszaniny parowo-powietrznej. Równania aproksymujące wyniki pomiarów mają postać:

$$m_o^b = (1,7716 + 1,0878 \cdot 10^{-2} \cdot \tau) \cdot 10^{-3} \quad (6)$$

$$m_o^{sI} = (1,7698 + 1,4571 \cdot 10^{-2} \cdot \tau) \cdot 10^{-3} \quad (7)$$

$$m_o^{sII} = (1,3967 + 1,5768 \cdot 10^{-2} \cdot \tau) \cdot 10^{-3} \quad (8)$$

przy czym apostrofy *sI* i *sII* oznaczają odpowiednio miejsce odsysania mieszaniny parowo-powietrznej tj. z boku i z wnętrza kolby.



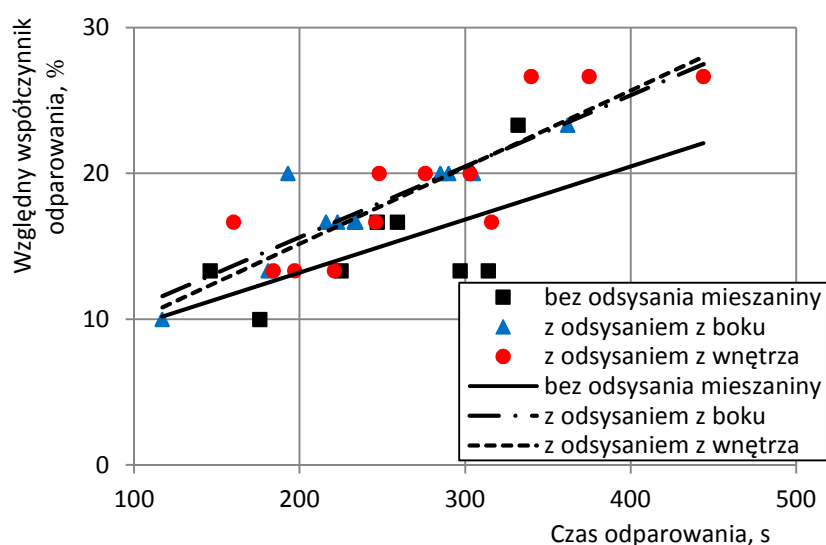
Rys. 2. Bezwzględny współczynnik odparowania  $m$  dla wody w funkcji czasu pomiaru

Fig. 2. Relation between mass of evaporated water and time

Z kolei na rysunku 3 przedstawiono zależność między względnym współczynnikiem odparowania  $\xi$ , obliczonym ze wzoru (3), a czasem pomiaru. Na rysunku tym pokazano także linie tendencji wskazujące, że wzrost czasu pomiaru powoduje większą intensywność odparowania w przypadku zastosowania odsysania mieszaniny parowo-powietrznej. Obliczenie bezwzględnego i względnego współczynnika odparowania bezpośrednio ze wzorów (4) i (5) jest niemożliwe, ponieważ czasy pomiarów odparowania wody są różne. W związku z tym do obliczeń wykorzystano równania aproksymacyjne podane wzorami (6) ÷ (8). Do wzorów tych podstawiono wartości czasu odpowiadające końcom zakresu pomiarowego tj.  $\tau = 100s$  i  $\tau = 450s$ , co pozwoliło obliczyć odpowiednie wartości mas odparowującej wody  $m_o^b$ ,  $m_o^{sI}$ ,  $m_o^{sII}$ . Następnie ze wzorów (4) i (5) można wyznaczyć odpowiednie wartości bezwzględnego i względnego współczynnika odparowania wynikające z porównania procesów odparowania

wody z odsysaniem i brakiem odsysania powstającej mieszaniny parowo-powietrznej.

Wpływ czasu na intensywność odparowania warstwy wody z powierzchni grzejnika można wyjaśnić w sposób podany poniżej. W chwili rozpoczęcia procesu chłodzenia wymiana ciepła między strumieniem kropeł a powierzchnią grzejną ma charakter nieustalony. Krople cieczy po osiągnięciu powierzchni grzejnika zaczynają tworzyć film wodny, który stopniowo zaczyna pokrywać całą jego powierzchnię. Następnie nadmiar wody spływa z powierzchni grzejnika i jest gromadzony w naczyniu zbiorczym. Jeśli natężenie wypływu wody z zakraplacza jest duże to wzrasta także natężenie przepływu wody na powierzchni grzejnika. To z kolei powoduje, że czas przebywania objętości kontrolnej wody na powierzchni grzejnika jest krótszy. W związku z tym mniej wody ulega przemianie fazowej tworząc parę, a więcej spływa do naczynia zbiorczego. Zmniejszenie natężenia wypływu wody z zakraplacza skutkuje dłuższym przebywaniem objętości kontrolnej wody na powierzchni grzejnika i sprzyja większemu jej odparowaniu.



Rys. 3. Względny współczynnik odparowania dla wody w funkcji czasu

Fig. 3. Relative coefficient of evaporation for water in function of time

Z analizy wyników badań wynika, że intensywność chłodzenia powierzchni (odprowadzania ciepła) można zwiększyć jeśli zastosuje się odsysanie mieszaniny parowo-powietrznej. Przybliżone średnie wartości względnego współczynnika odparowania wynoszą około 5÷30% w przypadku gdy mieszanina jest odsysana z wnętrza przestrzeni utworzonej nad grzejnikiem. Otrzymane wyniki badań wykazują jednak duży rozrzut punktów pomiarowych, wynikający z jeszcze niedoskonałej metodyki badań. Przyczyną tak dużego rozrzutu punktów pomia-

rowych może być między innymi zastosowanie metody objętościowej oceny ilości odparowującej wody oraz trudność w równomiernym wytwarzaniu strumienia kropeł wody w zakraplaczu. Na podstawie otrzymanych wyników badań nie można jednoznacznie stwierdzić, że wybór miejsca odsysania mieszaniny parowo-powietrznej ma istotny wpływ na proces odparowania wody. Z analizy danych wynika jedynie, że zastosowanie odsysania mieszaniny parowo-powietrznej poprzez boczny króciec w kolbie daje lepsze efekty niż odsysanie z wnętrza układu przy krótszych czasach pomiaru.

## 5. Podsumowanie

Na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych można stwierdzić, że odsysanie mieszaniny parowo-powietrznej z przestrzeni nad podgrzewaną powierzchnią pokrytą filmem wodnym zwiększa intensywność jego odparowania o około 5÷30%. O intensywności odparowania filmu wodnego decyduje czas przebywania wody na powierzchni grzejnej, który zależy od natężenia jej wypływu z zakraplacza oraz od miejsca, z którego jest odsysana mieszanina parowo-powietrzna. Prowadzone badania doświadczalne wykazały, że trzy i półkrotny wzrost czasu powoduje około trzykrotny wzrost względnego współczynnika odparowania filmu wodnego. Odsysanie mieszaniny parowo-powietrznej z wnętrza przestrzeni układu lepiej intensyfikuje odparowanie filmu wodnego w porównaniu z odsysaniem poprzez króciec w ścianie bocznej kolby dopiero przy dłuższych czasach odparowania. Wstępne wyniki badań wskazują na konieczność modyfikacji zarówno stanowiska badawczego jak i metodyki badań.

## Literatura

- [1] Deng Y., Liu J.: A liquid metal cooling system for the thermal management of high power LEDs, *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, 37 (2010) 788-791.
- [2] Hsieh S-S., Luon S-Y.: Droplet impact dynamics and transient heat transfer of a micro spray system for power electronics, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 92 (2015) 190-205.
- [3] Jha J.M., Ravikumar S.V., Tiara A.M., Sarkar I., Pal S.K.: Ultrafast cooling of a hot moving steel plate by using alumina nanofluid based air atomized spray impingement, *Applied Thermal Eng.*, 75 (2015) 738-747.
- [4] Kim J.: Spray cooling heat transfer: The state of the art, *Int. J. Heat Fluid Flow*, 28 (2007) 753-767.
- [5] Lai Y., Cordero N., Barthel F., Tebbe F., Kuhn J., Apfelbeck R.: Liquid cooling of bright LEDs for automotive applications, *Applied Thermal Eng.*, 29 (2009) 1239-1244.
- [6] Lin C., Chen C.J., Chieng C.C., Tseng F.G.: Dynamic effects of droplet impingement on nanotextured surface for high efficient spray cooling, *Int. Conf. Transducers' 11, Beijing 2011*.



- [7] Lin S-M., Liu H-F., Wang W-R., Lee S.Y., Cheng C-Y., Li C-Y.: Optimum design and heat transfer correlation equation of a mini radiator with jet impingement cooling, *Applied Thermal Eng.*, 89 (2015) 727-737.
- [8] Panão M.R.O., Correia A.M., Moreira A.L.N.: High-power electronics thermal management with intermittent multijet sprays, *Applied Thermal Eng.*, 37 (2012) 293-301.
- [9] Panão M.R.O., Moreira A.L.N., Durao D.F.G.: Thermal-fluid assessment of multijet atomization for spray cooling applications, *Energy*, 36 (2011) 2302-2311.
- [10] Ravikumar S.V., Jha J.M., Sarkar I., Pal S. K., Chakraborty S.: Enhancement of heat transfer rate in air-atomized spray cooling of a hot steel plate by using an aqueous solution of non-ionic surfactant ethanol, *Applied Thermal Eng.*, 64 (2014) 64-75.
- [11] Şeşen M., Demir E., İzci T., Khudhayer W., Karabacak T., Koşar A.: Submerged jet impingement cooling using nanostructured plates, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 59 (2013) 414-422.
- [12] Sobczak M., Zapałowicz Z.: Badania wstępne wpływu odsysania mieszaniny parowo-powietrznej na efektywność wymiany ciepła między grzaną powierzchnią a chłodzikiem, *ZN PRz Mechanika*, 31 (2014) 249-256.
- [13] Somasundaram S., Tay A.A.O.: A study of the effect of exit boundary conditions on the performance of a spray cooling system, 12th Electronics Packaging Technology Conference, Singapore 2010.
- [14] Somasundaram S., Tay A.A.O.: Comparative study of intermittent spray cooling in single and two phase regimes, *Int. J. Thermal Sci.*, 74 (2013) 174-182.
- [15] Tan Y.B., Xie J.L., Duan F., Wong T.N., Toh K.C., Choo K.F., Chan P.K., Chua Y.S.: Multi-nozzle spray cooling for high heat flux applications in a closed loop system, *Applied Thermal Eng.*, 54 (2013) 372-379.
- [16] Tinger J., Sedeh M.M., Sharpe T., Bufford A., Floyd T.-Smith: Analysis of a platform for thermal management studies of microelectronics cooling methods, *Applied Thermal Eng.*, 60 (2013) 88-95.
- [17] Vondran G., Makris K., Fragopoulos D., Papadas C., Kumari N.: Thermal performance of inkjet-assisted spray cooling in a closed system, 13<sup>th</sup> IEEE ITherm Conf., San Diego 2012.
- [18] Wang J-X., Li Y-Z., Zhang S-N., Mao Y-F., Zhang Y-N., Liang Y-H.: Investigation of a spray cooling system with two nozzles for space application, *Applied Thermal Eng.*, 64 (2014) 64-75.
- [19] Xie J.L., Tan Y.B., Duan F., Ranjith K., Wong T.N., Toh K.C., Choo K.F., Chan P.K.: Study of heat transfer enhancement for structured surfaces in spray cooling, *Applied Thermal Eng.*, 59 (2013) 464-472.
- [20] Zhang Z., Li J., Jiang P-X.: Experimental investigation of spray cooling on flat and enhanced surfaces, *Applied Thermal Eng.*, 51 (2013) 102-111.

## **EFFECT OF STEAM-AIR MIXTURE SUCTION ON EFFECTIVENESS OF IT'S COOLING PROCESS BY STREAM OF WATER DROPLETS**

### **S u m m a r y**

The paper presents test stand, research methodology and preliminary results of an experimental cooling of hot surface by stream of water droplets when the resulting steam-air mixture is sucked - off from the confined space surrounding the heater. Experiments were carried out for three cases of cooling process. In the first case steam-air mixture was sucked off from the confined space over heated surface through the outlet at the lateral surface of glass cover, in the second case mixture was sucked off from the center of the confined space over the hot surface and in the third case mixture in question was not sucked off. The vacuum pump was used for suction of steam-air mixture. The paper is aimed at analysis of effect location of steam-air suction point and time on intensity of water film evaporation. The temperature of the heating plate surface during experiments of 90°C. Based on preliminary analysis of the experimental results it was estimated that suction of vapor – air mixture from the interior of the confined space increases the intensity of cooling fluid (water) evaporation of approximately 5-30%, when the cooling time is increased threefold. Change in location of vapor-air suction mixture point enables to increase the intensity of water film evaporation is too high.

**Keywords:** suction, evaporation, water film, steam evacuation, spray cooling, surface cooling

DOI: 10.7862/rm.2016.5

*Otrzymano/received: 24.11.2015 r.*

*Zaakceptowano/accepted: 15.03.2016 r.*

Anastasiya VINAURAVA<sup>1</sup>

Andrzej SKRZAT<sup>2</sup>

## BIOMECHANICAL PROPERTIES OF HIP IMPLANT WITH CERAMICS COATING

In this paper the results of investigations of biomechanical properties of transplantation of hip bone with ceramic coating are presented. The finite element analysis of the stress-strain state of the femur bone after hip replacement surgery and full recovery period are carried out. A finite element model of the femur bone is obtained on the basis of tomographic data of 36 years old male patient. A transplant stem with ceramic coating based on A400 lateralized specification was analyzed. Stresses in the intact femur and femur after arthroplasty were determined. The effect of the reduction of bone density as the result of removal of normal stresses by an implant were analyzed. The study serves as a biomechanical basis for development of artificial prostheses and for clinical hip joint replacements.

**Keywords:** arthroplasty, finite element method, strain-stress state, intact femur, hip transplant, stress shielding

### 1. Introduction

The hip joint is one of the biggest and highly stressed joints. It bears our body's weight, allows us to walk, run and jump. Osteoarthritis, rheumatoid arthritis, osteonecrosis, injury, fracture, and bone tumors can damage this joint. Osteoarthritis is the most common form of joint disease and it is also known as degenerative arthritis. It occurs in a process of cartilage wearing down with age. Patients with hip joint damage that causes pain and interferes their daily activities despite treatment can be candidates for hip replacement surgery. Joint Replacement is often the only way to restore joint function to improve the quality of patient's life. In a process of surgery damaged parts of joint are replaced with an artificial joint. Artificial joints are made from materials that must have compatibility with biological tissues, non-toxic. They also have to be bioactive and carry the physiological load.

---

<sup>1</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Anastasiya Vinakurava, Rzeszow University of Technology, 8 Powstańców Warszawy Av., 35-959 Rzeszów, tel.: +48 178651555, e-mail: vinaurava@prz.edu.pl

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

Hydroxyapatite calcium phosphate ceramic is found to be the major component of the bone what makes it one of the most effective biocompatible materials for hip implant coating. According to clinical studies, a hip replacement must ensure stable functioning for 20 years. However, after hip replacement surgery may occur some complications. One of them is the stress shielding that can reduce for twice time of use of the implant. This term refers to the reduction in bone density (osteopenia) as a result of removal of normal stress from the bone by an implant (for instance, the femoral component of a hip prosthesis) [1]. A lot of finite element studies were carried out to assess the influence of the hip implant. Recently obtained results and the history of the development of this problem are described in [2-4]. Usually, in the works related to the calculation of the stress-strain state of hip implant system effect of stress shielding is not considered. The hip transplant with hydroxyapatite coated stem was investigated in clinical studies [2, 11]. The specification of a material model for a bone and transplantation in finite element studies is still relevant. The aim of this study is to investigate the biomechanical properties of replacement of the hip bone with ceramic coating and to compare it with an intact femur bone.

## 2. Materials and methods

Stereolithography (STL) model of the cortical bone and sponge body were obtained with the use of MIMICS 14.12 (Materialise BV) on the basis of 55 tomographic images of the dry cadaveric femur of adult men. The step of tomographic slices is 1 mm. A similar approach was used in [3, 4] and [14], during development of the three-dimensional solid model of the femur bone. For modeling the hip replacement femoral head and neck were removed from the model. The simulation of bone marrow was not carried out, because it has little influence on the stress distribution in the bone structures of the femur bone under static load.

A solid model of hip transplant was created using 3D CAD tools of SolidWorks 2010 (SolidWorks Corporation, USA) on the basis of A400 lateralized specification. Stem was installed to the femoral shift opening. The stem length is equal to 133.6 mm and the distance of neck axis is 53.5. The width of proximal cross section and distal cross section is 30.4 mm and 7mm respectively. These properties correspond to the size 6 of the A400 specification. Finite element models of the intact femur, femur after total hip replacement and hip implant were derived by using ANSYS Workbench. The maximum size of the element is 3 mm. The properties of finite element model can be seen in a table 1. The type of the finite element is Solid72. Contacts between the hip implant and femur, as well as compact and sponge bones were assigned via contact elements Conta173, Conta174 and Targe170 (without sliding and penetration) what can be interpreted as fully recovering after surgery. The boundary conditions for the femur correspond to rigid fixing of half [2, 3, 6]. The finite element model of the

femur bone after hip replacement surgery and locations of muscle attachment area are shown in figure 1.

Table 1. Finite element model description

Part	Number of elements	Number of nodes
Intact femur	77 019	123 148
Post-surgery femur	50288	82420
Hip transplant	8022	12900

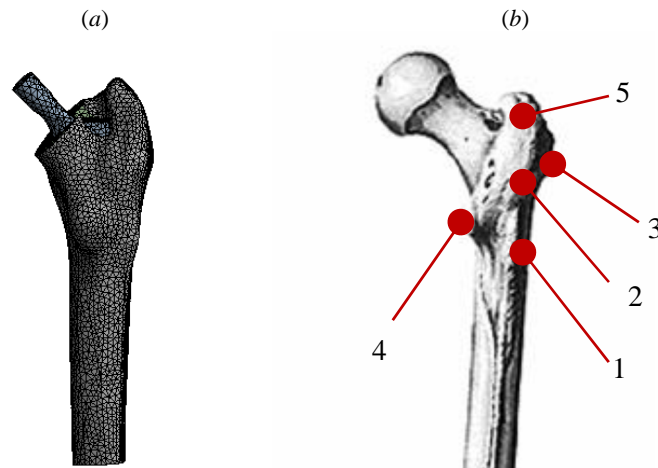


Fig. 1. Finite element model of femur bone after hip replacement surgery (a) and location of muscle attachment area (Table 2) (b)

According to some authors [5] muscle loads had a significant influence on stress distribution. Magnitude of nodal forces shown in Table 2 corresponds to midstance phase of walking [4] directly associated with the period of single-leg support of body weight or the period during which the body advances over the stationary foot. Boundary conditions correspond to rigid fixing of the nodes created after the transversal cut. The force applied to the femur and the stem head is 800 N (corresponding to average weight). The elastic properties of the bone tissues and hip implant are presented in Table 3. They corresponds to data in [7]. The cortical bone and the trabecular bone were taken as orthotropic homogenous. The properties of hydroxyapatite are taken from the research [2, 8]. Stress-strain states of the femur bone after the total hip replacement were derived for two cases. In the first case only titanium stem without any coating was used. In the second case bioceramic coating was considered. For comparison with the results stress-strain analysis of intact bone was carried out.

Table 2. Magnitude of muscular forces

Load	Magnitude		
	X	Y	Z
Gluteus maximus (1)	-105	172.3	203.8
Musculus gluteus medius (2)	28.9	63.7	113.3
Musculus gluteus minimus (3)	-0.7	25.4	51.6
Musculus psoas major (4)	160.6	3.6	158.6
Musculus piriformis (5)	-70.1	110.5	22.4

Table 3. Elastic properties of materials

Materials	Elasticity modulus GPa	Poisson's ratio	Shear modulus MPa
Titanium	110	0.31	-
Ceramics (hydroxyapatite)	3.9	0.21	-
Compact bone	E1 = 4.3 E2 = 4.3 E3 = 7.8	$\nu_{12} = 0.40$ $\nu_{23} = 0.25$ $\nu_{31} = 0.25$	G12 = 5.71 G23 = 7.11 G31 = 6.58
Sponge bone	E1 = 1.2 E2 = 1.2 E3 = 2.1	$\nu_{12} = 0.40$ $\nu_{23} = 0.25$ $\nu_{31} = 0.25$	G12 = 5.71 G23 = 7.11 G31 = 6.58

### 3. Results and discussion

Results of equivalent stresses in the femur bone under static pressure can be seen in figure 2. In the case of intact femur (a) higher stresses appear under *lesser trochanter* (maximum value in this area 107.84 MPa) and propagate to *pectenial line*. Stresses higher than 80 MPa also appear in the area of *neck* and *greater trochanter*. Distribution of stresses in the case the hip bone with ceramic coated implant (b) significantly differs because higher stresses arise mostly inside the bone structure (maximum value is 139.68 MPa) and appear in the area of *pectineal line* and *gluteal tuberosity*. However, it is also worth to mention that long bones have very high ultimate tensile strength that is equal to 130-170 MPa. It is important to notice, that in all three cases high stresses appear in the transversal plane because of concentration of stresses. To avoid such problem in future and to get more accurate results it is better to use the whole model of the femur, even if it will increase the time of calculation and the size of the model. One of the important indicator that allows to predict complications like bone resorption is the shear stresses [3]. The results of biomechanical systems for implants with and without ceramic coating are presented in figure 3. Also noted that in the case (a) maximum shear stress is equal to 113.95 MPa and in the case of (b) shear stress is equal to 128.89 MPa. In both cases highest stresses appear in the area of stem. Such results confirm that it is very important to consider increasing a contact area of the implant with a bone structure by using coating in a stem area or even choosing implant with a bigger stem.

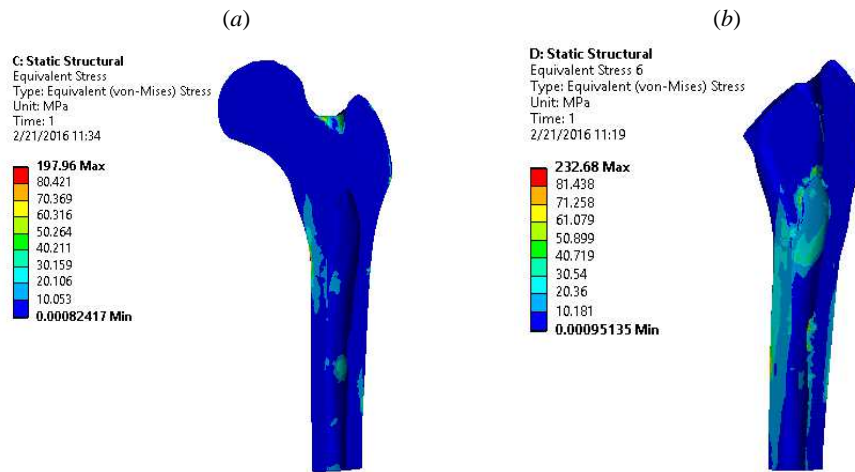


Fig. 2. Equivalent stresses for intact femur (a) and the femur after hip-replacement (b)

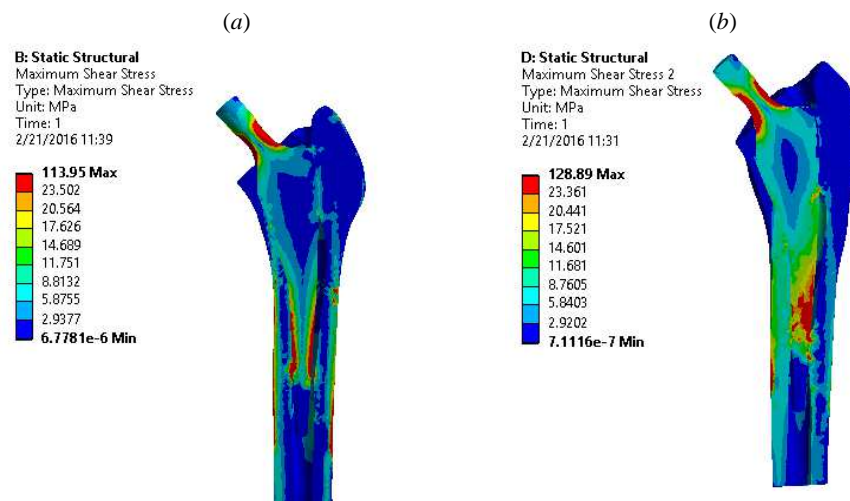


Fig. 3. Shear stresses for femur after hip-replacement with titanium implant (a) and ceramic coated (b) transplants

The comparative analyses of stresses for selected area of the femur bone are presented in figure 4. The areas with the high stresses in the case of intact femur were selected: between lesser trochanter and pectenial line (probe 1), greater trochanter (probe 2) and gluteal tuberosity (probe 3). The difference between biomechanical systems with implant with or without bioceramic coating is not essential, however in comparison with intact femur magnitude of stresses in the tested area drop drastically. Such significant changes can cause processes of

adaptation like stress shielding in the future that can lead to loss of bone density and to further damage.

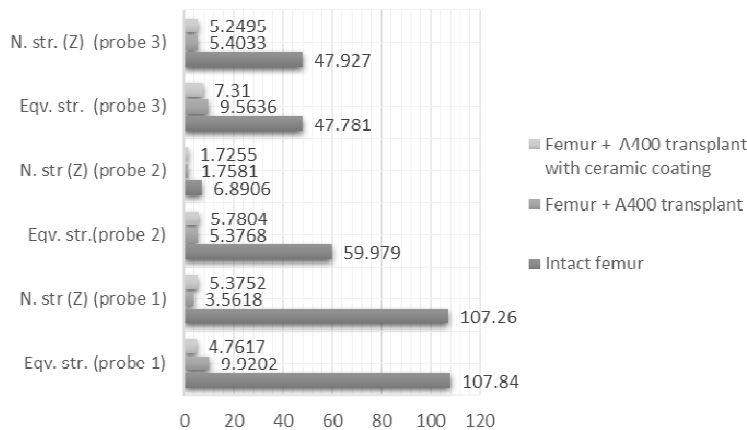


Fig. 4. Maximum equivalent and normal stresses for selected area of femur for different model configurations

#### 4. Conclusions

The finite element analysis of the femur bone after hip replacement surgery was carried out. Such approach allows to explain the clinically observed effects [1-5, 11, 12]. The computations of the femur after hip-replacement surgery showed that the presence of the implant significantly affects the distribution of stresses in the structure in comparison with the intact bone that can lead to stress shielding and bone resorption and can reduce the time of using implant in the future. It is worth noting that the firm connection between implant with ceramic coating and the bone leads to more steady load distribution and can provide more successful adaptation of bone tissues and helps to avoid such complications. However, too high values of maximum shear stresses in both cases for femur after joint replacement indicate the need to further studies of the influence of the size of the stem on the stress-strain state of the biomechanical system.

In the further investigation more sophisticated approach for the contact between the bone and transplant is needed. The use of the application corresponded to the micropolar theory for more realistic behavior of bone tissues and ceramic material also considered.

#### Acknowledgment

The research leading to these results has received funding from the People Program (Marie Curie Curie ITN transfer) of the European Union's Seventh Framework Programme



for research, technological development and demonstration under grant agreement No PITN-GA-2013-606878.

## References

- [1] Ridzwan M.I.Z., Shuib S., Hassan A.Y., Shokri A.A., Mohamad Ibrahim M.N.: Problem of stress shielding and improvement to the hip implant designs: A Review – *J. Medical Sci.*, 7 (2007) 460-467.
- [2] Herrera A., Mateo J, Gil-Albarova J., Lobo-Escolar A., Ibarz E., Gabarre S., Más Y., Gracia L.: Cementless Hydroxyapatite Coated Hip Prostheses, *BioMed Research Int.*, 2015 (2015) Article ID 386461, 13 pages.
- [3] Nikitsin A.V., Mikhasev G.I., Maslov A.P: Finite element analysis of the porous coating in hip-joint prosthesis, *Int. Sci. Tech. J. "Mechanics of Machines, Mechanisms and Materials"*, 18 (2012) 86-89.
- [4] Mohammed R.A.: Interface micromotion of cementless hip stems in simulated hip arthroplasty, *American J. Appl. Sci.*, 6 (2009) 1682-1689.
- [5] Tonino A.J., Therin M., Doyle: Hydroxyapatite-coated femoral stems. Histology and histomorphometry around five components retrieved at post mortem, *J. Bone Joint Surgery*, 81 (1999) 148-154.
- [6] Alexander R.: *Animals mechanics*, Singwick & Jackson, London 1968.
- [7] Fonseca E.M.M., Lima M.J., Barreira L.M.S.: Human femur assessment using isotropic and orthotropic materials dependent of bone density, 3rd Int. Conf, on Integrity, Reliability and Failure, Porto 2009, pp.7-8.
- [8] Orlovskii V. P., Komlev V. S., Barinov S. M.: Hydroxyapatite and hydroxyapatite-based ceramics, *Inorganic Materials*, 38 (2002) 973-984.
- [9] Huiskes R., Rietbergen B.: Preclinical testing of total hip stems. The effects of coating placement, *Clinical Orthopaedics Related Res.*, 319 (1995) 64-76.
- [10] Rosenthal L., Boby J.D., Tanzer M.: Bone densitometry: influence of prosthetic design and hydroxyapatitecoating on regional adaptive bone remodelling, *Int. Orthopaedics*, 23 (1999) 325-329.
- [11] Nakashima Y., Sato T., Yamamoto T. : Results at a minimum of 10 years of follow-up for AMS and PerFix HA-coated cementless total hip arthroplasty: impact of cross-linked polyethylene on implant longevity, *J. Orthopaedic Sci.*, 18 (2013) 962-968.
- [12] Park Y.S., Lee J.Y., Yun S.H., Jung M.W., Oh I.: Comparison of hydroxyapatite- and porous-coated stems in total hip replacement, *Acta Orthopaedica Scandinavica*, 74 (2003) 259-263.
- [13] Tas A.C., Ozgur E.: Manufacture of macroporous calcium hydroxyapatite bioceramics, *J. Eur. Ceram. Soc.*, 19 (1999) 2569-2772.
- [14] Yosibash Z.: A CT-based high-order finite element analysis of the human proximal femur compared to in vitro experiments, *J. Biomech.*, 129 (2007), 297-309.
- [15] Bergmann G: Hip contact forces and gait patterns from routine activities, *J. Biomech.*, 34 (2001) 859-871.

- [16] Bojescul J.A.: Results of porous-coated anatomic total hip arthroplasty without cement at fifteen years: a concise follow-up of a previous report, *The J. Bone and Joint Surgery*, 85 (2003) 1079-1083.
- [17] Duchemin L.: Prediction of mechanical properties of cortical bone by quantitative computed tomography, *Medical Eng. Physics*, 30 (2008) 21-328.
- [18] Simões J.A., Vaz M.A., Blatcher S., Taylor M.: Influence of head constrain and muscle forces on the strain distribution within the intact femur, *Medical Eng. Physics*, 22 (2000) 453-459.

## WŁAŚCIWOŚCI BIOMECHANICZNE PRZESZCZEPU KOŚCI BIODROWEJ Z POWŁOKĄ CERAMICZNĄ

### Streszczenie

W artykule przedstawiono wyniki badań właściwości biomechanicznych przeszczepu kości biodrowej z powłoką ceramiczną. Przeprowadzono analizę metodą elementów skończonych stanu naprężeń i odkształceń kości udowej po zabiegu wymiany stawu biodrowego i po pełnym okresie rekonwalescencji. Model kości udowej wykorzystany do analizy metodą elementów skończonych otrzymano na podstawie danych termograficznych 36-letniego pacjenta. Analizie poddano rdzeń przeszczepu okryty powłoką ceramiczną na podstawie specyfikacji A400. Wyznaczono naprężenia w kości udowej nienaruszonej i po endoprotezoplastyce. Analizowano wpływ zmniejszenia gęstości kości jako wyniku usunięcia naprężeń normalnych przez implant. Badania stanowią podstawę biomechaniczną do opracowywania sztucznych protez stawu biodrowego i klinicznych wymian połączenia biodrowego.

**Słowa kluczowe:** endoprotezoplastyka, metoda elementów skończonych, stan naprężeń i odkształceń, kość udowa, przeszczep biodra, osteopenia

DOI: 10.7862/rm.2016.6

*Otrzymano/received: 24.02.2016 r.*

*Zaakceptowano/accepted: 15.03.2016 r.*

Marta WÓJCIK<sup>1</sup>  
Beata PAWŁOWSKA<sup>2</sup>  
Feliks STACHOWICZ<sup>3</sup>

## RECYCLING OF AUTOMOTIVE CATALYTIC CONVERTERS WITH APPLICATION OF MAGNETO-HYDRODYNAMIC PUMP

The automotive catalytic converter is a part of exhaust system in vehicles, which reduces the amount of harmful substances in exhaust fumes. The need of using automotive catalytic converters results from rigorous standards for exhaust fumes emissions, called EURO standards. In Poland, there is not any installation designed in order to recycle worn out automotive catalytic converters. Catalytic converters are purchased by individual entrepreneurs and exported abroad. This article presents a solution of recycling of catalytic converters which can recover precious metals contained in catalytic converters. This article also characterizes automotive catalytic converters and reviews the standards of exhaust fumes emission.

**Keywords:** automotive catalytic converters, EURO standards, magneto-hydrodynamic pump, recycling

### 1. Introduction

The automotive industry and transport are the main sources of waste generated both during exploitation and utilization of vehicles withdrawn from the use. An increase in the number of vehicles to be scrapped might be observed every year. According to the data provided by the Central Registry of Vehicles and Drivers (CRVD), in Poland there were about 188,243 unregistered vehicles in 2007 [11]. Given the number of deregistered cars and assuming that the average weight of a car equals approximately 950 kg, we can achieve an annual mass of scrap vehicles at 235,000 tones [12]. Most elements of the car have the value of raw materials. About 85% of the weight of exploited vehicles are materials that can be recycled in order to obtain raw materials for the production of new auto-

---

<sup>1</sup> Autor do korespondencji/corresponding author: Marta Wójcik, Politechnika Rzeszowska, 8 Powstańców Warszawy Av., 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 865 1507, e-mail: martawojcik@onet.eu

<sup>2</sup> Beata Pawłowska, Politechnika Rzeszowska, e-mail: bpaw@prz.edu.pl

<sup>3</sup> Feliks Stachowicz, Politechnika Rzeszowska, e-mail: stafel@prz.edu.pl

motive parts. Steel, iron and large number of other metals used in cars are ideally suited for material recycling. Not only is the recycle rate for metals over 95 %, but also most metals can be reused several times without deterioration of quality. Formerly the conventional reprocessing of automobile scrap has essentially consisted of whole car compressed (excluding only a few parts) and metallurgical recycling such the scrap by melting it in a blast furnace or steel works. With the incineration of the plastic, rubber and coated parts, which also remain in compressed, scrap, poisonous and environmentally damaging gaseous compounds can develop. Appropriate filters must be used in attempt to prevent their emission. Therefore, it must be first known, which compounds can occur, in order to develop suitable retention system [9, 15]. In the modern recycling procedure scrap cars are broken into pieces and after reclaiming the engine, battery, tire parts, etc. it is taken to shredder firms and crushed. The ferrous metals, aluminium, etc. are then removed from the shredder pile, the remaining is called shredder dust that includes various metal pieces, plastics, glass, ceramics and so on. A block diagram (fig. 1) shows flow chart for utilized automobile scrap that the aim is to reuse metal parts and recycle as well as recover metals.

In the current post-use processing for scrap vehicles (end of life vehicles ELV) is embodied by two industries; disassembling and shredding. The degree of car disassembling prior to shredding is highly dependent on profitability of removing valuable parts and other materials [5, 14]. Disassembling of the end of life vehicles is very important from both the ecological, technological and economical point of view. Disassembled end of life of vehicles metal parts could be divided into several groups (fig. 1). According to different procedures complete or only partial disassembling could be performed [10]. A large number of disassembled metal parts, sometimes after renovation, could be sold as spare parts used to repair another car.

Recycling of worn out automotive catalytic converters is preferred from the economical point of view. It is estimated that processing of 2 tons of automotive catalytic converters might reduce ore production of about 150 tones. What is more, used catalytic converter is a valuable source of platinum and other platinum group metals (PGM). Generally, used automotive catalytic converters are most often processed by pyrometallurgical (melting method and the method ROSETM) and hydrometallurgical methods (by chlorination, extraction cyanide or aqua regia). Technologies involve many steps, allowing the recovery of approximately 95% platinum and palladium and 70% rhodium. They are often used as a combination of both methods, which allow a higher percentage of recovery of precious metals [4].

In Poland there are technological possibilities for processing most of the automotive waste but there is not any installation which would be able to recycle worn out automotive catalytic converters. Many private entrepreneurs are engaged in buying worn out automotive catalytic converters and in turn, automotive catalytic converters are exported abroad. This phenomenon is very common

in Poland due to the high prices of used automotive catalytic converters with costs amounting to even a few thousand PLN. With reference to proximity principle, the new method of utilization of automotive catalytic converters has been proposed. Using magneto-hydrodynamic pump and liquid metal can recover precious metals contained in catalytic converters. Detailed information concerning this method is included in further section of the article.

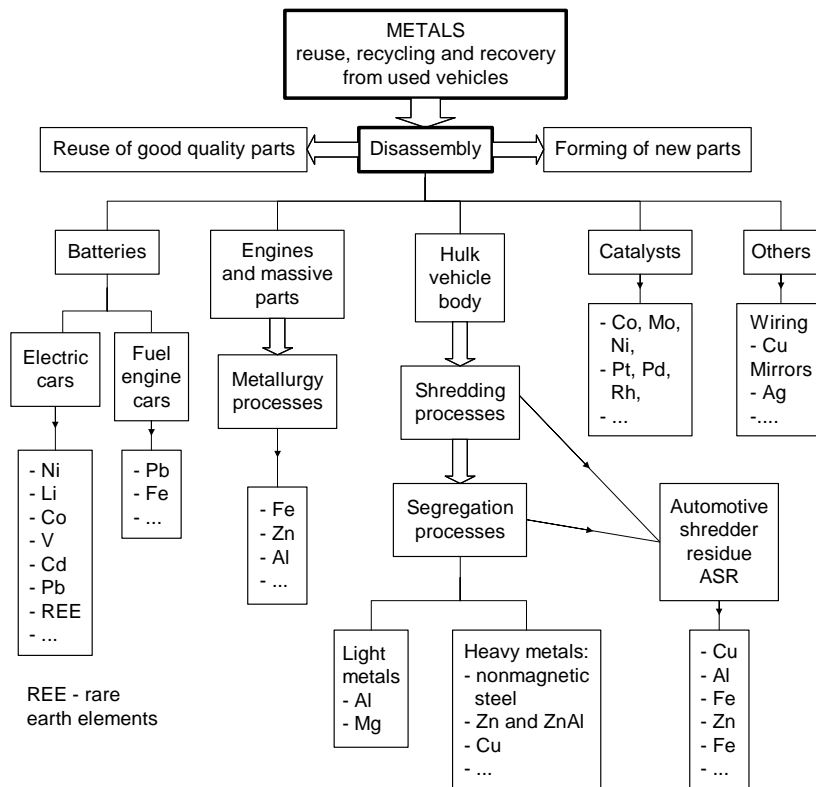


Fig. 1. Flow chart for utilized scrap automobiles processing oriented on recovering of different metals

## 2. The characteristics of automotive catalytic converters

An automotive catalytic converter is a part of the exhaust system which can reduce the amount of harmful substances contained in exhaust gases. Formerly, owing to the relatively stringent standards of emission, catalytic converters were not used. At present, due to strict standards, catalytic converters have to be installed in other devices powered by internal combustion engines, trucks, buses, locomotives and even in forklifts. The automotive catalytic converter consists of a core made of metal or ceramic monolithic with the honeycomb structure, the intermediate layer, the active layer, the sealant and an insulating layer in the

form of a mat and a heat-resistant casing made of corrosion-resistant steel. The catalytic converter contains monolithic carriers on which are placed coatings including catalytically active elements such as: platinum (Pt), palladium (Pd) and rhodium (Rh), less frequently ruthenium (Ru). The monolith catalyst consists of a large number of channels arranged in the direction of exhaust flow. The channels are separated by thin walls, which in the cross-section resemble a honeycomb structure. Based on the applied carrier material, we can distinguish metal and ceramic catalytic converters.

Ceramic monoliths usually have channels in the shape of a square. We can also distinguish rectangular, triangular and hexagonal ceramic monoliths. Cordierite ceramics is commonly used for the production of ceramic automotive catalytic converters, for instance  $2\text{MgO-Al}_2\text{O}_3$  has the following weight composition: 50%  $\text{SiO}_2$ , 36%  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , 14%  $\text{MgO}$  and contains a small amount of ingredients in the following form:  $\text{Na}_2\text{O}$ ,  $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ,  $\text{CaO}$  which act as fluxes and stabilizers [2].

Metal monoliths are made of thin steel film resistant to corrosion. Metal catalytic converters are formed by rolling two plates with different structures. Then they undergo the processes of soldering or welding. Metal carriers are usually made of stainless FeCrAl. The average composition of the automotive catalytic converter is presented in the table (Table 1). The metal catalytic converter is preferred as it heats up rapidly, and therefore reaches the operating temperature faster, and as a result purifies exhaust fumes faster. In addition, the metal catalytic converter is less sensitive to fluctuations of temperature and the maximum temperature causing its destruction is higher than of the ceramic catalytic converters ( $1300^\circ\text{C}$  for a metal catalytic converter and  $800^\circ\text{C}$  for ceramic catalytic converters). Metal catalytic converters have also greater resistance to mechanical damage and lower resistance to flow. Among the advantages of the ceramic catalytic converters are: low thermal expansion and good surface development that allows for a beneficial distribution of the catalytically active phase. The main disadvantage of the catalysts is the need for a mat ceramic fiber, protecting the catalyst from breaking at the time of shock and reducing the differences in thermal expansion in relation to the metal housing [7].

Table 1. The average composition of the automotive catalytic converter

The average composition of the automotive catalytic converter, $\text{g/dm}^3$	
$\text{Al}_2\text{O}_3$	100-200
$\text{CeO}_2$	40-80
Pt	1-2
Rh	0.1-0.4

The principle of the catalytic converter operation is to transform toxic compounds in substances less harmful to the environment, for example: nitrogen and water which undergo a series of transformations. Today catalytic converters

serve three basic functions (hence the name tri-functional catalysts): oxidation of carbon monoxide (to carbon dioxide, which is not harmful to humans, nevertheless contributes to the greenhouse effect), the oxidation of hydrocarbons (through forming water and carbon dioxide) and the reduction of nitrogen oxides. The efficiency of these changes is expressed by a conversion modulus:

$$WK = \frac{ZST_{PK} - ZST_{ZK}}{ZST_{PK}} * 100\% \quad (1)$$

where: WK - conversion ratio for a compound,

$ZST_{PK}$  - the content of toxic component in the exhaust gas ahead of the catalytic converter,

$ZST_{ZK}$  - the content of toxic component in the exhaust gas after the catalytic converter.

In practice, the efficiency of the catalytic converters can reach up to 90%. In order to achieve high efficiency, cooperation between the catalytic converter and lambda sensor and an appropriate composition of the fuel-air mixture are required.

### 3. Standards concerning the exhaust fumes emission

In order to limit the impact of car exhaust fumes on the environment, the European Union implemented the directives defining the so-called emissions standards. European emission standards (EURO standards) determine permissible emissions for newly manufactured vehicles. The standards regulate emissions of nitrogen oxides ( $NO_x$ ), hydrocarbons (HC), carbon monoxide (CO) and solid particles emission for all vehicles (excluding ships and aircraft). The fact that the vehicle complies with the requirements of the Euro standard is determined by running the engine in a special test. Failure to comply with the standards of emission prevents the car from being sold in the European Union. It should be noted that new EURO standards do not apply to cars already driven on the roads [1,7]. Standards of emission are determined in the European Directives which gradually increase their stringency - currently, there are six EURO standards (tables 2 and 3):

- EURO I - the first standard concerning the exhaust fumes emission, obligatory from 1 July 1992 for cars and lightweight trucks, according to Directive 91/441/EC,
- EURO II - obligatory from 1 October 1996 (Directive 94/12/EC & 96/69/EC for cars), requesting minor changes in relation to the EURO I,
- EURO III - introduced in 1 October 2001 (Directive 98/69/EC) for all vehicles,

- EURO IV - obligatory from 1 October 2006 (Directive 98/69/EC & 2002/80/EC) for all vehicles,
- EURO V - introduced in 2009 (Directive 2007/715/EC) for lightweight cars,
- EURO VI - obligatory from 2014 (Directive 2007/715/EC for heavy cars), according to the level of pollutants emitted by heavy vehicles.

Table 2. The value of emissions of gasoline-powered vehicles

The value of emissions of gasoline-powered vehicles						
EURO standard	Effective from	CO g/km	HC g/km	NO <sub>x</sub> g/km	HC+NO <sub>x</sub> g/km	PM g/km
EURO I	12/1992	2.72	-	-	0.97	-
EURO II	01/1997	2.20	-	-	0.5	-
EURO III	01/2000	2.30	0.20	0.15	-	-
EURO IV	01/2005	1.00	0.10	0.08	-	-
EURO V	09/2009	1.00	0.10	0.06	-	0.005
EURO VI	08/2014	1.00	0.10	0.06	-	0.005

Table 3. The value of emissions of diesel vehicles

The value of emissions of gasoline-powered vehicles						
EURO standard	Effective from	CO g/km	HC g/km	NO <sub>x</sub> g/km	HC+NO <sub>x</sub> g/km	PM g/km
EURO I	12/1992	3.16	-	-	1.13	0.14
EURO II	01/1997	1.00	0.15	0.55	0.70	0.08
EURO III	01/2000	0.65	0.06	0.50	0.56	0.05
EURO IV	01/2005	0.50	0.05	0.25	0.30	-
EURO V	09/2009	0.50	0.05	0.18	0.23	0.005
EURO VI	08/2014	0.50	0.09	0.08	0.17	0.005

#### 4. Recycling of used automotive catalytic converters with magneto-hydrodynamic pump

Exploited automotive catalytic converters can be recycled with contemporaneous recovery of precious metals by magneto-hydrodynamic (MHD) pump. Magneto hydrodynamics is a branch of hydraulics dealing with the movement of electrically conductive fluid in a magnetic field. Based on research carried at the Department of Materials Science and Engineering Technical University of Silesia, the magneto-hydrodynamic pump might be used in the recovery of platinum from worn out catalytic converters. MHD pump consists of a driver made of the magnetic cores on which the multi-phase windings were wound and the channel of the liquid metal located between the cores (fig. 2). The walls of the channel, depending on the temperature of the transported metal, would be made of steel, graphite or ceramic materials [2, 7]. In this paper a flow sheet has been pro-



posed. Aforementioned flow sheet can recycle automotive catalytic converters with a device based on MHD pump (fig. 3).

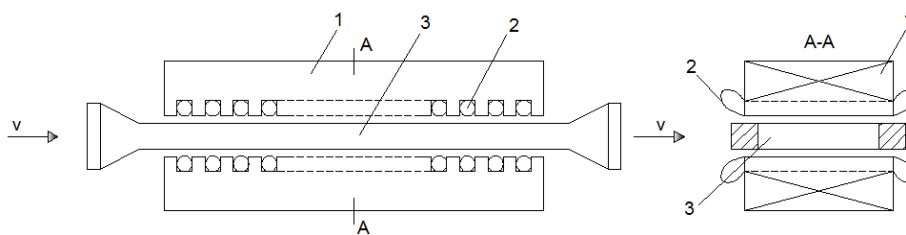


Fig. 2. The scheme of MHD pump: (1) driver made of the magnetic cores, (2) the multi-phase windings, (3) the channel with liquid metal

At the beginning of the process, it is necessary to cut monoliths from worn out catalytic converters with a layer of precious metals. The remaining waste from catalytic converters (mainly steel elements) can be recycled and used to produce new automotive parts. Cut monoliths should then be subject to the process of mechanical grinding with, for example: crushers or mills for metals in order to increase the reaction surface. Then, the mechanically comminuted catalytic monoliths are transported to the device operating on the principle of the MHD pump. The use of magneto-hydrodynamic pump for the recovery of platinum is based on the introduction of liquid metal into the channel. Around this channel there is an inductor wound on the core that produces a vortex magnetic field. This field has an axis coincident with the axis of the ring, which interacts with the electromagnetic field of the inductor to produce Lorentz force. In turn, Lorentz force causes the swirling flow of metal generating the eddy currents in the melt. Metal catalysts are panned with the following elements placed in the stream of liquid: platinum, palladium and rhodium, trapped in capillaries [1-3]. To achieve the greatest efficiency of the process, the pan should be performed for a few minutes at a constant speed, about 2-5 m/s.

The liquid metal used in the recovery of platinum is lead, undergoing a melting process above the melting point of lead (about 330°C). In order to use lead in the installation it is recommended to refine it in order to remove, for example: sulfur, zinc and magnesium. The liquid and void of pollutions lead is supplied to the chamber of the device operating on the principle of MHD pump. Lead contained in leachate and discharged from the device MHD can be reused in production of liquid lead. Applying lead leachate to flush catalytic converters several times, makes the platinum group metals go to the liquid metal. For this reason, the concentration of precious metals is higher and higher for reaching the level ensuring profitability of this process.

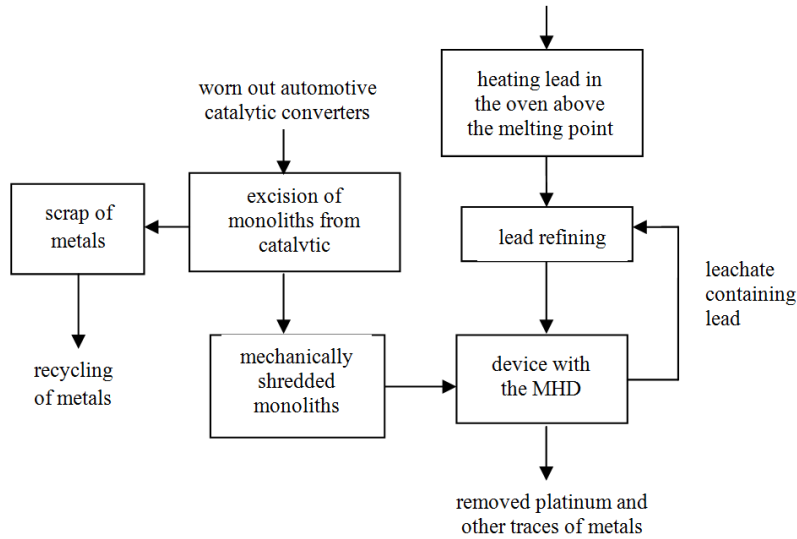


Fig. 3. The scheme of recycling worn out automotive catalytic converters

In proposed scheme, only the pump with running or rotating field can be applied. For this reason, it is necessary to consider issues concerning designing magneto-hydrodynamic pumps, especially difference in pressure and needed liquid flux. To design device with MHD pump, it is essential to solve problems, which are following [8, 13]:

- before the start, the channel of the pump has to be fulfilled with the liquid metal to 2/3 of its volume,
- during the process, the temperature above the temperature of metal melting should be constantly kept,
- after the process, the metal should be removed from the pump channel.

A significant impact on the recovery of metals has an electromagnetic field. The analysis of electromagnetic field is carried out based on the equation [6]:

$$\nabla_x \left( \frac{1}{\mu} \nabla_x A \right) + j\omega\sigma A = J_s \quad (2)$$

where:  $A$  - magnetic vector potential,  
 $\mu$  - magnetic permeability,  
 $\omega$  - angular frequency,  
 $\sigma$  - conductivity,  
 $J_s$  - surface density of forced current.

Variable electromagnetic field generates electromagnetic force according to equations [8]:

$$f_m = \frac{1}{2} \operatorname{Re}(J \times B) \quad (3)$$

$$J = j \omega \sigma A \quad (4)$$

$$B = \nabla \times A \quad (5)$$

where:  $f_m$  - the value of magneto-dynamic force,  
 $B$  - magnetic induction,  
 $J$  - surface density of current.

To check the hydraulic parameters, it is necessary to solve Navier-Stokes equation [6]:

$$\rho \left[ \frac{\partial v}{\partial t} + v * \operatorname{grad} v \right] = -\operatorname{grad}(p) + \rho * g + \frac{\eta_d}{\rho} * \Delta v + f_m \quad (6)$$

where:  $\rho$  - density,  
 $p$  - pressure,  
 $g$  - gravitational acceleration,  
 $\eta_d$  - dynamic viscosity coefficient.

The whole analysis of electromagnetic field demands special numerical programs, for instance FLUX [2].

In terms of the high efficiency methods with application of magneto-hydrodynamic pump, the proposed system would probably allow to recovery about 98% platinum, 95% rhodium and palladium. Because of small concentration of precious metals in automotive catalytic converters, the whole undertaking may be more profitable if we utilize catalytic converters on a greater scale using several items. The main disadvantage of this method is that it uses a hazardous metal (lead). Lead is harmful both to the environment and human health. However, the unfavorable influence should be limited by using closed cycle of liquid metal. Risks associated with the use of lead also require adequate ventilation in site where the entire installation would be located.

## 5. Summary

Recently, there has been a rapid development of the automotive industry. The growth of the number of cars driving on the roads generates the enormous amount of automotive waste. Scrapping cars pose a significant threat to the environment due to the content of ferrous and other substances dangerous for the environment, for example: oil, coolants, spent batteries. A large number of car elements make up a raw material, so it is vital to reprocess the waste aimed to

produce new automotive parts. The management of scrapping vehicles is widespread in the world, especially in developed countries. In most European countries there are many businesses dealing with the scrapped cars. Germany and Italy lead in the field of automotive scrap. The regulations implemented in Poland and the phenomenon so-called "Gray zone" means that the waste management progresses lower than in other developed countries of the European Union.

Used catalytic converter is a valuable source of platinum. Currently, worn out catalytic converters are processed in application of pyrometallurgical or hydrometallurgical methods. In Poland there are no installations which might recycle used automotive catalytic converters and so, many private entrepreneurs are engaged in buying worn out automotive catalytic converters and in turn, automotive catalytic converters are exported abroad. An alternative solution could be the development of catalytic converters with the application of a magneto-hydrodynamic pump. This proposition is innovative and has never been applied. Due to high prices of precious metals, the proposed scheme could be a new method of platinum recovery. The whole undertaking is beneficial from the economical point of view and while maintaining proper precautions, does not cause the contamination of the environment.

## References

- [1] Bursa J.: Recykling części samochodowych, III Konf. N-T „Pojazd a środowisko”, Radom 2001.
- [2] Drzewiecki P.: Urządzenie do odzysku platyny ze zużytych katalizatorów samochodowych przy wykorzystaniu pompy magneto-hydrodynamicznej, Materiały Śląskiego Środowiskowego Studium Doktoranckiego, Gliwice 2013.
- [3] Fikus F., Wieczorek T.: Urządzenia magneto-hydrodynamiczne w odlewniach i hutach, Śląsk, Katowice 1997.
- [4] Fornalczyk A., Saternus M.: Utylizacja katalizatorów samochodowych na drodze hydrometalurgicznej, XV Konf. N-T „Produkcja i Zarządzanie w Hutnictwie”, Częstochowa 2007.
- [5] Frącz W., Stachowicz F.: Materials recovery from used lead-acid batteries, 7-th Int. Multidisciplinary Conf., Baia Mare 2009, pp. 157-162.
- [6] Golak S., Przyłucki R.: The optimization of an inductor position for minimization of a liquid metal free surface, *Electrical Review*, 11 (2008), pp.163-164.
- [7] Hagelüken C.: Recykling von Autoabgaskatalysatoren - Stand und Perspektive für Europa, *Metall*, 49 (1995), p. 486.
- [8] Leboucher L., Boissonneau P.: Channel shape optimization of electromagnetic pumps, *IEEE Transactions on Magnetics*. 31/3 (1995), pp. 2142-2145.
- [9] Lejda K., Stachowicz F.: Odzysk metali w procesach recyklingu oraz uwarunkowania w rozwoju konstrukcji samochodów, *ZN OBR SM BOSMAL*, 32 (2006), pp. 33-44.

- [10] Liu S.X., Winslow G.R., Yester S., Gromek G.P, Crouch A., Sendijarevic V.: Shredding late model Chrysler vehicles, ASR sample collection and characterization of ASR, SAE Trans., 980480 (1998) 378-389.
- [11] Małuszyńska I., Bielecki B.: Recykling odpadów wycofanych z eksploatacji jako metoda ograniczająca ilość odpadów niebezpiecznych w środowisku, Ochrona Środowiska i Zasobów Naturalnych, 48 (2011), pp. 12-15.
- [12] Osiński J., Żach P.: Wybrane zagadnienia recyklingu samochodów, WKiŁ, Warszawa 2006.
- [13] Pragłowska-Gorczyńska Z.: Static characteristics of electrodynamic feeder for liquid zinc, Acta Technica Napocensis Series: Applied Mathematics, Mechanics and Engineering, 48 (2003), pp. 313-324.
- [14] Stachowicz F.: Recovery of metals from used electric batteries, Progressive Technologies and Materials, OW PRz, Rzeszów 2007, pp. 123-135.
- [15] Stachowicz F.: Reuse, recovery and recycling of metals from end of life vehicles, Progressive Technologies and Materials, OW PRz, Rzeszów 2005, pp. 93-103.

## RECYKLING KATALIZATORÓW SAMOCHODOWYCH Z ZASTOSOWANIEM POMPY MAGNETO-HYDRODYNAMICZNEJ

### Streszczenie

Katalizator samochodowy jest częścią układu wydechowego w pojazdach, montowany w celu zmniejszenia ilości szkodliwych substancji zawartych w spalinach. Konieczność stosowania katalizatorów samochodowych nakazują rygorystyczne normy w zakresie emisji spalin, zwane EURO normami. Zużyte katalizatory są cennym źródłem platyny. Obecnie zużyte katalizatory są przetwarzane przy zastosowaniu metod metalurgii ogniowej lub hydrometalurgii. W Polsce nie ma żadnej instalacji zaprojektowanej w celu recyklingu zużytych katalizatorów samochodowych - zużyte katalizatory są odkupowane przez indywidualnych przedsiębiorców i eksportowane za granicę. W artykule przedstawiono charakterystykę katalizatorów samochodowych oraz przegląd standardów emisji spalin, jak również rozwiązanie recyklingu katalizatorów, które pozwala odzyskać metale szlachetne zawarte w katalizatorach.

**Słowa kluczowe:** katalizatory samochodowe, normy EURO, pompa magneto-hydrodynamiczna, recykling

DOI: 10.7862/rm.2016.7

*Otrzymano/received: 24.02.2016 r.*

*Zaakceptowano/accepted: 15.03.2016 r.*

## Informacje dodatkowe

1. Lista recenzentów współpracujących jest opublikowana w czwartym numerze *Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, z. 88 (4/2016) 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 będą opublikowane w czwartym numerze *Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, z. 88 (4/2016).