

ZESZYTY NAUKOWE
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

SCIENTIFIC LETTERS
OF RZESZOW UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

NR 299

(e-ISSN 2300-5211)

MECHANIKA

Kwartalnik

tom XXXVI

zeszyt 1-2/2019

styczeń-czerwiec



WYDZIAŁ
BUDOWY MASZYN
I LOTNICTWA
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

Wydano za zgodą Rektora

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

Rada Naukowa ZN PRz Mechanika

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

Komitet Redakcyjny
(afiliacja: Polska)

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

Redakcja językowa
Marzena TARAŁA, Mateusz SZAL

Przygotowanie matryc
Mariusz TENDERA

e-ISSN 2300-5211

Wersja drukowana Kwartalnika jest wersją pierwotną.

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

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

Informacje dodatkowe i stopka – str. 109

SPIS TREŚCI

Wiesław FRĄCZ, Grzegorz JANOWSKI: Ocena wpływu wyboru modelu mikromechanicznego na prognozowanie orientacji włókien oraz właściwości mechaniczne kompozytu WPC	5
Marek GÓRAL, Tadeusz KUBASZEK, Konrad GAJEWSKI: Wpływ warunków krzemowania metodą kontaktowo-gazową na mikrostrukturę warstw na podłożu tytanu	17
Wiktor KAMYCKI, Stanisław NOGA, Michał BATSCH: Obliczeniowa weryfikacja segmentowego modelu zależności między współczynnikami $K_{H\beta}$ oraz $K_{F\beta}$ dla kół walcowych o zębach prostych	27
Mateusz KONIECZNY, Grzegorz GASIAK: Badanie wpływu zamocowania kołowej płyty perforowanej na koncentrację naprężenia w warunkach działania ciśnienia hydrostatycznego	41
Przemysław KWOLEK, Marek GÓRAL, Anna POZNAŃSKA, Małgorzata WIERZBIŃSKA, Kamil OCHAŁ: Regeneracja warstw aluminiowych na podłożu nadstopów niklu stosowanych na łopatki silników lotniczych	53
Robert SMUSZ, Joanna WILK: Liczby kryterialne w charakterystyce wężownicowego wymiennika ciepła	67
Krzysztof SZWAJKA, Joanna ZIELIŃSKA-SZWAJKA: Wpływ wybranych parametrów skrawania na dokładność obróbki w procesie wiercenia stopu Ti6Al4V	79
Maria TYCHANICZ-KWIECIEŃ, Aleksandra MAZUR, Paweł GIL, Rafał GAŁEK: Wpływ ożebrowania rury na warunki wymiany ciepła przy konwekcji swobodnej w powietrzu	93

Wiesław FRĄCZ¹
Grzegorz JANOWSKI²

OCENA WPLYWU WYBORU MODELU MIKROMECHANICZNEGO NA PROGNOZOWANIE ORIENTACJI WŁÓKIEN ORAZ WŁAŚCIWOŚCI MECHANICZNE KOMPOZYTU WPC

W pracy oceniono efektywność zastosowania modeli mikromechanicznych Folgara-Tuckera oraz RSC w prognozowaniu powtryskowej orientacji włókien w matrycy polimerowej dla specyficznego kompozytu WPC złożonego z matrycy polimerowej PP oraz napełniacza, tj. włókien drzewnych w ilości 15% mas. Obliczone wartości składowych tensora orientacji włókien w matrycy polimerowej pozwoliły również na ocenę wpływu zastosowanych modeli mikromechanicznych na możliwości prognozowania właściwości mechanicznych kompozytu WPC z zastosowaniem modelu homogenizacji Mori-Tanaka. Należy zauważyć, że domyślnym modelem mikromechanicznym stosowanym w wielu programach CAE specjalizowanych w zakresie procesu formowania wtryskowego jest model Folgara-Tuckera. Istotną staje się więc ocena przydatności modelu RSC, który nie jest modelem domyślnym i próba odpowiedzi, czy można go stosować w prognozowaniu właściwości przetwórczych i mechanicznych kompozytów WPC.

Słowa kluczowe: kompozyty, WPC, orientacja włókien, modele mikromechaniczne, formowanie wtryskowe, modele homogenizacji

1. Wprowadzenie

Głównym czynnikiem skłaniającym do stosowania włókien naturalnych w kompozytach polimerowych jest redukcja problemu zagospodarowania odpadów z tworzyw sztucznych. W latach 90. XX w. rozpoczęto badania dotyczące wzmocnienia polimerów naturalnymi napełniaczami, takimi jak np. włókna drzewne, dające grupę kompozytów WPC (ang. *Wood Polymer Composites*) [1]. O rozwoju możliwości stosowania tego typu napełniaczy zadecydowała ich dostępność, niska cena wytworzenia, satysfakcjonujące właściwości mechaniczne oraz biodegradowalność. Poprzez dodanie włókien pochodzenia roślinnego do matrycy polimerowej można się również spodziewać polepszenia właściwości

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

² Autor do korespondencji/corresponding author: Grzegorz Janowski, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów, tel. 17 8651714, e-mail: gjan@prz.edu.pl

mechanicznych wytworów wtryskowych. Kompozyty polimerowe z napełniaczami w formie włókien są więc materiałami perspektywnymi, które mogą znaleźć zastosowanie w wielu gałęziach przemysłu [1-4].

Z uwagi na często znikome informacje dostępne na temat właściwości danego kompozytu należy skorzystać z nowoczesnych metod prognozowania, takich jak symulacje przetwarzania materiału kompozytowego, jak również przewidywania jego właściwości z użyciem modeli homogenizacji. Oba te kierunki badań symulacyjnych są ściśle związane z modelami mikromechanicznymi opisującymi orientację włókien w matrycy polimerowej oraz heterogeniczną strukturę kompozytu [5, 6].

Właściwości mechaniczne kompozytu polimerowego napełnionego włóknami zależą m.in. od przestrzennego rozmieszczenia włókien w matrycy polimerowej. Właściwa orientacja włókien w matrycy polimerowej w kierunku działania obciążenia może skutkować polepszeniem właściwości mechanicznych, jak również zwiększeniem gęstości oraz struktury geometrycznej powierzchni wypraski. Wśród napełniaczy włóknistych istotne znaczenie ma zastosowanie krótkich włókien o określonym stosunku długości do średnicy (l/d) [1, 7, 8].

Rzeczywisty, przestrzenny opis powtryskowej orientacji włókien w matrycy polimerowej opisuje tensor drugiego rzędu. Tensor ten jest definiowany przez dziewięć składowych, zgodnie z kierunkami: wzdłuż przepływu tworzywa, poprzecznie do kierunku przepływu oraz na kierunku grubości gniazda formującego [9-12]:

$$a_{ij} = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{pmatrix} \quad (1)$$

Dość często składowe tensora mogą zostać uproszczone do mniejszej liczby. Wynika to z występowania symetrii $a_{ij} = a_{ji}$, jak również z warunku normalizacji: $a_{11} + a_{22} + a_{33} = 1$. W konsekwencji można więc zdefiniować trzy główne składowe tensora orientacji włókien:

- a_{11} – orientacja włókna wzdłuż kierunku przepływu (wartości z zakresu: 0-1),
- a_{22} – orientacja włókna prostopadła do kierunku przepływu (wartości z zakresu: 0-1),
- a_{33} – orientacja włókna na grubości kompozytu (wartości z zakresu: -0,5-0,5).

Włókna rozmieszczone w osnowie polimerowej mogą być interpretowane jako wtrącenia zawieszane w lepkiem medium, między którymi zachodzi interakcja hydrodynamiczna oraz mechaniczna. Zawiesina ta może być interpretowana (biorąc pod uwagę parametry włókna, takie jak: długość – l , średnica – d , stosunek

długości do średnicy – l/d oraz objętościowy udział włókien – c) w trzech odmianach:

- stężona zawiesina, w której orientacja włókien jest skomplikowana z uwagi na uwzględnienie oddziaływań mechanicznych i hydrodynamicznych ($c > d/l$),
- zawiesina średnioskoncentrowana, w której występują oddziaływania hydrodynamiczne, natomiast brak jest oddziaływań mechanicznych ($(d/l)2 < c < (d/l)$),
- zawiesina rozcieńczona, w której nie występują żadne formy oddziaływań ($c > d/l$).

Biorąc pod uwagę komercyjne stosowane w przemyśle zawartości oraz parametry fizyczne napełniaczy, można założyć, że kompozyty polimerowe z napełniaczem mogą być traktowane jako średnioskoncentrowane lub najbardziej powszechne – stężone zawiesiny [9, 10].

Orientację włókien w stężonych zawiesinach można opisać z użyciem modelu Folgara-Tuckera [13]. Model ten opiera się na definicji tzw. bezwymiarowego współczynnika interakcji c_i dla następujących założeń: występuje interakcja między włóknami z losową orientacją, oddziaływania włókien w kompozycie mogą występować, gdy zawiesina jest odkształcalna. Model Folgara-Tuckera ma postać:

$$\frac{Da_{ij}}{dt} = -\frac{1}{2}(\omega_{ik} a_{kj} - a_{ik} \omega_{kj}) + \frac{1}{2} \dot{\lambda} \left(\varepsilon_{ik} a_{kj} + a_{ik} \varepsilon_{kj} - 2a_{ijkl} \varepsilon_{kl} \right) + 2c_i \varepsilon (\delta_{ij} - 3a_{ij}) \quad (2)$$

gdzie: c_i – współczynnik interakcji – parametr skalarny, którego wartość jest określona przez dopasowanie do wyników doświadczalnych,

$\omega_{..}$ – tensor wirowości ($..$ – oznaczają wartości składowych tensora),

$\dot{\lambda}$ – stała zależna od geometrii cząstki,

δ_{ij} – składowa tensora,

$\dot{\varepsilon}$ – tensor szybkości odkształcenia,

$a_{....}$ – tensor orientacji włókien czwartego rzędu ($....$ – oznaczają wartości składowych tensora),

$a_{..}$ – tensor orientacji włókien drugiego rzędu ($..$ – oznaczają wartości składowych tensora).

Wspomniany model orientacji włókien jest powszechnie stosowany w obliczeniach orientacji włókien, w analizach numerycznych procesu formowania wtryskowego kompozytów polimerowych z napełniaczami włóknistymi. Ostatnie prace naukowe wskazują jednak, że model Folgara-Tuckera często daje przeszacowane wyniki orientacji wtrąceń w stężonych zawiesinach.

W celu uchwycenia powolnej dynamiki zmiany orientacji włókien opracowany został model skorygowany, tj. RSC (ang. *Reduced Strain Closure*). Model ten w swoim założeniu opiera się na redukcji prędkości wzrostu wartości własnych tensora orientacji włókien przez współczynniki skalarne, nie zmieniając wartości wektorów obrotu. W odniesieniu do modelu Folgara-Tuckera został on zapisany w następującej postaci [14-17]:

$$\begin{aligned} \frac{Da_{ij}}{Dt} = & -\frac{1}{2}(\omega_{ik}a_{kj} - a_{ik}\omega_{kj}) + \\ & + \frac{1}{2}\lambda \left(\dot{\epsilon}_{ik}a_{kj} + a_{ik}\dot{\epsilon}_{kj} - 2 \left[a_{ijkl}\dot{\epsilon}_{kl} + (1-\kappa)(L_{ijkl} - M_{ijmn}a_{mnkl}) \right] \dot{\epsilon}_{kl} \right) + 2\kappa c_i \dot{\epsilon} (\delta_{ij} - 3a_{ij}) \end{aligned} \quad (3)$$

We wspomnianym modelu, w porównaniu z klasycznym modelem Folgara-Tuckera, parametr dyfuzyjny jest zredukowany o współczynnik skalarny κ ; natomiast tensor czwartego rzędu a_{ijkl} jest zastąpiony wyrażeniem:

$$\left[a_{ijkl} + (1-\kappa)(L_{ijkl} - M_{ijmn}a_{mnkl}) \right] \quad (4)$$

Z kolei tensory czwartego rzędu M_{ijmn} oraz L_{ijkl} są definiowane następująco:

$$L_{ijkl} = \sum_{p=1}^3 \sigma_p e_i^p e_j^p e_k^p e_l^p \quad (5)$$

$$M_{ijmn} = \sum_{p=1}^3 \sigma_p e_i^p e_j^p e_k^p e_l^p \quad (6)$$

gdzie: σ_p – p -ta wartość własna tensora orientacji a_{ij} ,

e_i^p – i -ty parametr p -tej wartości własnej orientacji tensora a_{ij} .

Model RSC może być użyty do uchwycenia powolnej dynamiki orientacji włókien, gdy współczynnik skalarny $\kappa \leq 1$. Im mniejsza jest wartość współczynnika skalarnego, tym wolniej wartość tensora orientacji zmienia się wraz z przepływem tworzywa i powstaje grubsza warstwa rdzenia. Z kolei model RSC jest zredukowany do standardowego modelu Folgara-Tuckera, gdy $\kappa = 1$ [18, 19].

Niejednorodna budowa kompozytów polimerowych często stanowi problem na płaszczyznach: przetwórczej, konstrukcyjnej oraz obliczeniowej. Modelowanie mikromechaniczne oparte na modelach homogenizacji daje możliwość prognozowania interakcji pomiędzy makro- oraz mikrostrukturą badanych kompozytów. W modelowaniu mikromechanicznym obszar materiału poddawany homogenizacji jest określany jako reprezentatywny element objętościowy (ang. *Representative Volume Element* – RVE). RVE powinien spełniać zasadniczy

warunek – musi zawierać wtrącenie oraz osnowę, w celu odzwierciedlenia rzeczywistych właściwości analizowanego materiału [20-22].

Jednym z głównych i najczęściej stosowanych modeli homogenizacji analitycznej jest model Mori-Tanaka [23], opierający się na rozwiązaniu Eshelby'ego [24]. Główne założenie modelu Mori-Tanaka przedstawia tensor koncentracji odkształceń wszystkich wtrąceń jako tensor koncentracji odkształcenia dla pojedynczego wtrącenia:

$$B^{\varepsilon} = H^{\varepsilon} (I, C_0, C_1) \quad (7)$$

gdzie: B^{ε} – tensor koncentracji odkształceń wszystkich wtrąceń,
 H^{ε} – tensor koncentracji odkształcenia dla pojedynczego wtrącenia,
 C_0 – sztywność matrycy,
 C_1 – sztywność wtrącenia,
 I – wtrącenie.

Należy wspomnieć, że model Mori-Tanaka jest efektywny w prognozowaniu właściwości kompozytów dwufazowych o liczbie wtrąceń do 25%, a nawet i wyższych wartości. Analizowany obszar materiału interpretuje się jako nieskończony oraz przyjmuje się, że średnie odkształcenia matrycy i wtrącenia w analizowanym reprezentatywnym elemencie objętościowym mogą być interpretowane jako odkształcenia dla całego obszaru występowania matrycy w skali makroskopowej [25-26].

Celem niniejszej pracy była ocena efektywności zastosowania modeli mikromechanicznych Folgara-Tuckera oraz RSC w prognozowaniu powtryskowej orientacji włókien w matrycy polimerowej dla kompozytu WPC zawierającego 15% mas. włókien drzewnych. Ponadto otrzymane wartości tensora orientacji włókien w matrycy polimerowej pozwoliły na ocenę wpływu zastosowanych modeli mikromechanicznych na możliwości prognozowania właściwości mechanicznych kompozytu WPC z zastosowaniem modelu homogenizacji Mori-Tanaka. Należy zauważyć, że domyślnym modelem mikromechanicznym stosowanym w wielu programach CAE z zakresu technologii formowania wtryskowego jest model Folgara-Tuckera. Istotne staje się zadanie oceny opcjonalnego modelu RSC w zastosowaniach związanych z prognozowaniem właściwości przetwórczych i mechanicznych kompozytów WPC.

2. Formowanie wtryskowe kompozytu WPC – eksperyment i analiza numeryczna procesu

W celu wytworzenia kompozytu WPC jako matrycę polimerową zastosowano polipropylen o nazwie handlowej Moplen HP 648T. Jako napełniacz zastosowano włókna drzewne o nazwie handlowej Lignocel C120 o długości ok. 1 mm oraz stosunku długości l do średnicy d włókien wynoszącym 10. Ponadto do

wytworzenia kompozytu użyto promotora adhezyjnego Fusabond P613 o wskaźniku szybkości płynięcia MFR (ang. *Melt Flow Rate*) wynoszącym 49 g/10 min. Udział napełniacza w matrycy polimerowej to 15% mas. Kompozyt wytworzono z użyciem wytłaczarki jednoślismakowej EHP 25 firmy ZAMAK. Kształtki o geometrii wiosełek wtryskiwano z użyciem wtryskarki Dr. Boy 55E. W celu otrzymania wiosełek z kompozytu WPC o właściwych parametrach kształtowo-wymiarowych zastosowano parametry nastawne przedstawione w tab. 1. Otrzymane próbki (w celu przeprowadzenia analizy statystycznej wytworzono 7 sztuk) z kompozytu WPC poddano próbie jednoosiowego rozciągania na maszynie wytrzymałościowej Zwick Z030 zgodnie z normą ISO 527-1.

Tabela 1. Parametry nastawne procesu formowania wtryskowego kształtek do próby jednoosiowego rozciągania

Table 1. The processing parameters of the injection molding process for uniaxial tensile test samples

Parametr	Wartość
Temperatura formy, °C	40
Temperatura tworzywa, °C	190
Natężenie przepływu, cm ³ /s	20
Czas chłodzenia, s	35
Czas docisku, s	20
Ciśnienie docisku, MPa	30

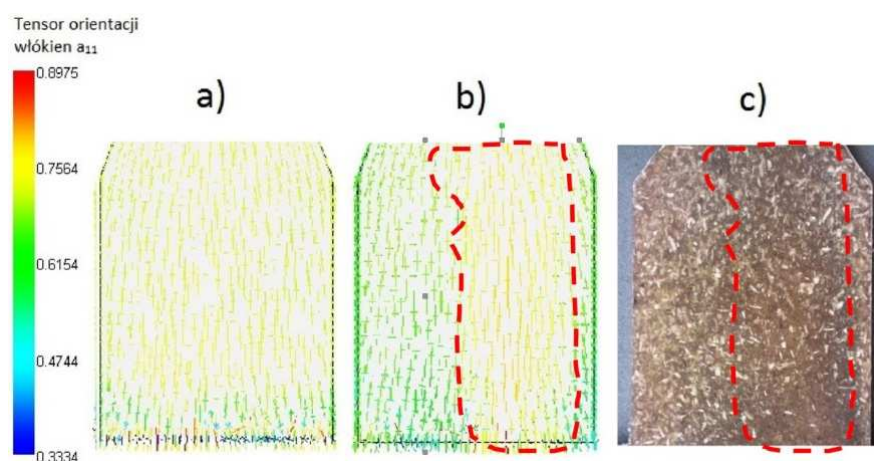
Symulację procesu formowania wtryskowego przeprowadzono z użyciem oprogramowania Autodesk Moldflow Insight ver. 2016 dla tożsamyh parametrów nastawnych procesu wtryskiwania jak w badaniach eksperymentalnych (tab. 1.). Ponadto w celu wykonania poprawnej analizy wprowadzono do programu dane dotyczące właściwości mechanicznych i przetwórczych matrycy polimerowej i włókien. Model numeryczny wtryskiwanego wiosełka przeznaczanego do próby jednoosiowego rozciągania został zdyskretyzowany z użyciem ok. 100 tys. ES typu tetra. Przeprowadzono dwie symulacje wtryskiwania kompozytu WPC, gdzie zmiennym elementem w algorytmie obliczeniowym programu było zastosowanie modeli prognozujących orientację włókien w matrycy polimerowej. Były to modele mikromechaniczne: Folgara-Tuckera oraz RSC. Dla przeprowadzonych symulacji zbadano wartości składowe tensora orientacji włókien w części pomiarowej próbki przeznaczonej do jednoosiowego rozciągania. Odnotowano odmienne wartości dla obu analiz (tab. 2.). Widoczne jest otrzymanie wyższych wartości tensora orientacji włókien a_{11} wzdłuż kierunku przepływu dla modelu Folgara-Tuckera, co jest potwierdzeniem informacji przedstawianych w literaturze. Otrzymane wyniki zostały wykorzystane jako dane wejściowe do obliczeń związanych z prognozowaniem właściwości kompozytów WPC z wykorzystaniem modelu homogenizacji Mori-Tanaka.

Tabela 2. Obliczone wartości tensora orientacji włókien dla stosowanych modeli mikromechanicznych

Table 2. The obtained values of fiber orientation tensor for the applied micromechanical models

Model mikromechaniczny	Składowe tensora orientacji włókien		
	a_{11}	a_{22}	a_{33}
Folgara-Tuckera	0,7371	0,1745	0,0884
RSC	0,7274	0,1802	0,0924

Zbadano również wizualnie za pomocą mikroskopu orientację włókien na warstwie wierzchniej wypraski w części chwytowej wiosełka (rys. 1.) dla symulacji i eksperymentu. Zauważono dużą zgodność z eksperymentem rozmieszczenia włókien w matrycy polimerowej dla analizy, w której wykorzystano model RSC. W wynikach tej analizy widoczne są: zjawisko dezorientacji włókien przy krawędziach części chwytowej wiosełka oraz wysoka jednokierunkowość włókien w rdzeniu części chwytowej (rys. 1b, c). Jest to bardzo istotny fakt, gdyż rozmieszczenie włókien w matrycy polimerowej istotnie warunkuje właściwości mechaniczne otrzymanych kompozytów.



Rys. 1. Orientacja włókien na warstwie wierzchniej wypraski w części chwytowej wiosełka: a) z wykorzystaniem modelu Folgara-Tuckera, b) z wykorzystaniem modelu RSC, c) obraz próbki wykonany za pomocą mikroskopu

Fig. 1. Orientation of fibers on the surface layer of the sample in the grip part: a) using the Folgara-Tucker model, b) using the RSC model, c) microscopic image

3. Prognozowanie właściwości mechanicznych kompozytu

Prognozowanie właściwości mechanicznych kompozytu WPC przeprowadzono z użyciem oprogramowania DIGIMAT MF ver. 2016. Program ten pozwala na uzyskanie danych dotyczących właściwości mechanicznych materiałów kompozytowych, korzystając w swym algorytmie obliczeniowym z modelu homogenizacji Mori-Tanaka i uwzględniając rzeczywistą, powtryskową orientację włókien w matrycy polimerowej. Wartości składowych tensora orientacji włókien (a_{11} , a_{22} , a_{33}) obliczone z wykorzystaniem modeli mikromechanicznych Folgara-Tuckera oraz RSC (tab. 2.) wprowadzono jako dane wstępne do przeprowadzenia analizy mikromechanicznej. Ponadto zdefiniowano dane dotyczące właściwości mechanicznych i fizycznych włókien i osnowy, w tym m.in.: moduł Younga, współczynnik Poissona, granicę plastyczności, gęstość, stosunek długości do średnicy włókna (l/d) oraz zawartość masową napelnacza w matrycy polimerowej.

Tabela 3. Macierze sztywności obliczone dla kompozytów z danymi dotyczącymi orientacji włókien z modelu: a) Folgara-Tuckera, b) RSC

Table 3. Stiffness matrices calculated for composites with the data on fiber orientation from the model: a) Folgar-Tucker, b) RSC

a)

3692,5	2247,1	2227,3	0	0	0
2247,1	3484,5	2209,2	0	0	0
2227,3	2209,2	3469,7	0	0	0
0	0	0	621,34	0	0
0	0	0	0	631,83	0
0	0	0	0	0	607,99

b)

3687,1	2247,9	2228	0	0	0
2247,9	3485,3	2209,9	0	0	0
2228	2209,9	3469,9	0	0	0
0	0	0	622,42	0	0
0	0	0	0	631,78	0
0	0	0	0	0	609,09

Przeprowadzono dwie analizy dla zmiennych wartości składowych tensora orientacji włókien. Jednym kryterium wynikowym były macierze sztywności. Jak widać (tab. 3.), otrzymano zmienne wartości składowych macierzy sztywności dla dwóch przeprowadzonych analiz. Ponadto otrzymano dane dotyczące właściwości kompozytu w zakresie sprężystym (tab. 4.). Analizując otrzymane wartości modułu Younga, na kierunku wzdłużnym E1 odnotowano niższe wartości dla analizy, gdzie wartości składowe tensora orientacji włókien uzyskano z obliczeń

opierających się na modelu RSC. Odnosząc się do wartości modułu Younga wynoszącej ok. 1720 MPa, otrzymanej eksperymentalnie z próby jednoosiowego rozciągania, wyniki dla modelu RSC odbiegają o ok. 12% od wartości rzeczywistych. W odniesieniu do obliczonych charakterystyk naprężenie–odkształcenie (rys. 2.) dla zmiennych modeli mikromechanicznych można zauważyć dość dużą zgodność z eksperymentem dla stosowanych wartości składowych tensora orientacji włókien otrzymanych z obu analiz.

Tabela 4. Obliczone właściwości mechaniczne (w zakresie sprężystym) dla zmiennych wartości składowych tensora orientacji włókien

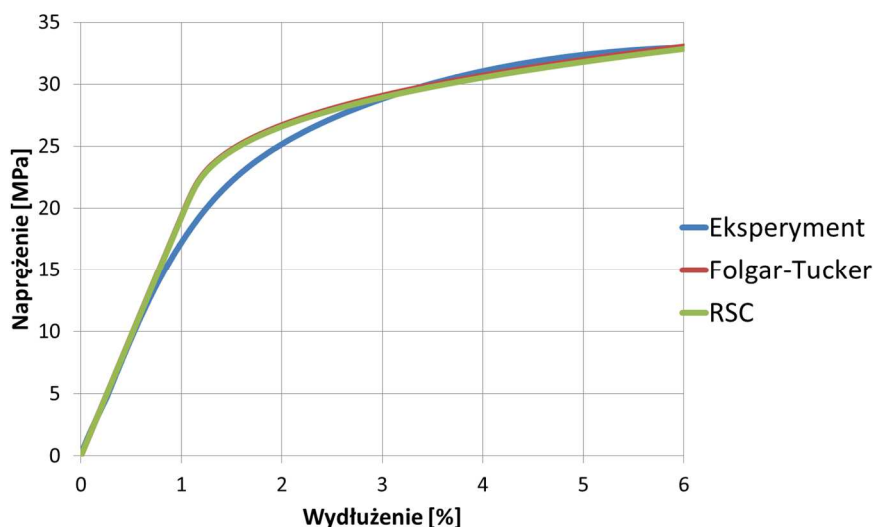
Table 4. Calculated mechanical properties (in elastic range) for variable values of fiber orientation tensor components

Parametr	Folgar-Tucker	RSC
Gęstość, kg/m ³	1034	1034
Moduł Younga E1, MPa	1931,9	1925,8
Moduł Younga E2, MPa	1774,2	1773,4
Moduł Younga E3, MPa	1781,8	1780,7
Współczynnik Poissona ν_{12}	0,39893	0,39892
Współczynnik Poissona ν_{21}	0,36635	0,36735
Współczynnik Poissona ν_{13}	0,38794	0,38803
Współczynnik Poissona ν_{31}	0,35779	0,35879
Współczynnik Poissona ν_{23}	0,40155	0,401
Współczynnik Poissona ν_{32}	0,40328	0,40266
Moduł Kirchhoffa G12, MPa	621,34	622,42
Moduł Kirchhoffa G23, MPa	607,99	609,09
Moduł Kirchhoffa G13, MPa	631,83	631,78

4. Podsumowanie

Wybór modelu mikromechanicznego w obliczeniach dotyczących prognozowania orientacji włókien w matrycy polimerowej kompozytu WPC wpływa na wartości składowe tensora orientacji włókien. Większe wartości tensora orientacji włókien a_{11} uzyskano (wzdłuż kierunku przepływu tworzywa) dla modelu Folgara-Tuckera. Potwierdzają to informacje zawarte w literaturze, w których model Folgara-Tuckera często zawyża wyniki dotyczące wartości składowych tensora orientacji włókien w porównaniu z modelem RSC.

Odnotowano dużą zgodność z eksperymentem w kontekście rozmieszczenia włókien w matrycy polimerowej dla analizy z wykorzystaniem modelu RSC. W tym celu zbadano organoleptycznie orientację włókien na warstwie wierzchniej wypraski w części chwytowej próbki do jednoosiowego rozciągania. Na podstawie takiej analizy można stwierdzić, że model RSC pozwala na realne odzwierciedlenie zachowania tworzywa z włóknem w trakcie wypełnienia gniazda formującego.



Rys. 2. Otrzymane charakterystyki naprężenie–wydłużenie dla kompozytu WPC z analiz numerycznych i eksperymentu

Fig. 2. The obtained stress–elongation characteristics for WPC composite from numerical analyzes and the experiment

Dzięki obliczonym i potwierdzonym eksperymentalnie wartościom składowym tensora orientacji włókien w dużym stopniu możliwe było przeprowadzenie obliczeń dotyczących prognozowania właściwości mechanicznych z uwzględnieniem powtryskowej orientacji włókien w matrycy polimerowej przy użyciu modelu homogenizacji Mori-Tanaka. Otrzymano dość dużą zgodność z eksperymentem w przypadku badanych charakterystyk naprężenie–odkształcenie oraz wartości modułu Younga dla wprowadzonych wartości składowych tensora orientacji włókien z wykorzystaniem zarówno modelu RSC, jak i Folgara-Tuckera.

Literatura

- [1] Klyosov A.A.: Wood-plastic composites, Wiley, New Jersey 2007.
- [2] Kaczmar J.W., Pach J.: Kompozyty polimerowe wzmocnione włóknami naturalnymi, Tworzywa Sztuczne i Chemia, 4 (2007) 14-16.
- [3] Ziábka M., Szaraniec B.: Kompozyty polimerowe z dodatkiem włókien naturalnych, Kompozyty, 10 (2010) 138-142.
- [4] Wechsler A., Hiziroglu S.: Some of the properties of wood-plastic composites, Building Environment, 42 (2007) 2637-2644.
- [5] Frącz W., Janowski G.: Zaawansowana analiza wytrzymałościowa wypraski z kompozytu WPC z uwzględnieniem powtryskowej orientacji włókien w osnowie polimerowej, Mechanik, 7 (2016) 628-630.

- [6] Frącz W., Janowski G.: Strength analysis of molded pieces produced from wood-polymer composites (WPC) including their complex structures, *Composites Theory Practice*, 16 (2016) 260-265.
- [7] Jeziorny A.: Skrypty dla szkół wyższych. Nauka o włóknie, Redakcja Wydawnictw Naukowych Politechniki Łódzkiej, Łódź 1980.
- [8] Miedzianowska J., Maślowski M., Strzelec K.: Kompozyty polimerowe zawierające włókna roślinne – czynniki wpływające na wytrzymałość mechaniczną, *Technologia i Jakość Wyrobów*, 63 (2018) 45-54.
- [9] Wire S.L.: Fibre Orientation and mechanical properties of fibre reinforced composites. Praca doktorska, University of Leeds, Leeds 1998.
- [10] Nabialek J.: Modeling of fiber orientation during injection molding process of polymer composites, *Kompozyty*, 11 (2011) 347-351.
- [11] Jeffery G.B.: The motion of ellipsoidal particles immersed in viscous fluid, *Proc. Royal Society London A*, 102 (1922) 161-179.
- [12] Dinh S.M., Armstrong R.C.: A rheological equation of state for semi-concentrated fiber suspensions, *J. Rheology*, 28 (1984) 207-227.
- [13] Folgar F., Tucker C.L.: Orientation behavior of fibers in concentrated suspensions, *J. Reinforced Plastics Composites*, 3 (1984) 98-119.
- [14] Wang J., O’Gara J.F., Tucker III C.L.: An objective model for slow orientation kinetics in concentrated fiber suspensions: Theory and rheological evidence, *J. Rheology*, 52 (2008) 1179-1200.
- [15] Tucker III C.L., Wang J., O’Gara J.F.: Method and Article of Manufacture for Determining a Rate of Change of Orientation of a Plurality of Fibers Disposed in a Fluid, US Patent US7266469B1, 2007.
- [16] Buck F., Brylka B., Müller V., Müller T., Hrymak A.N., Henning F., Böhlke T.: Coupling of mold flow simulations with two-scale structural mechanical simulations for long fiber reinforced thermoplastics, *Mater. Sci. Forum*, 825 (2015) 655-662.
- [17] Kleindel S., Salaberger D., Eder R., Schretter H., Hochenauer C.: Prediction and validation of short fiber orientation in a complex injection molded part with chunky geometry, *Int. Polymer Processing*, 30 (2015) 366-380.
- [18] Pomoc programu Autodesk Moldflow Insight 2016.
- [19] Meyer K.J., Hofmann J.T., Baird D.G.: Prediction of short glass fiber orientation in the filling of an end-gated plaque, *Composites Part A: Appl. Sci. Manuf.*, 62 (2014) 77-86.
- [20] Amirmaleki M., Samei J., Green D.E., Van Riemsdijk I., Stewart L.: 3D micromechanical modeling of dual phase steels using the representative volume element method, *Mech. Materials*, 101 (2016) 27-39.
- [21] Singh R., Mitra M., Falzon B.G.: Modelling matrix damage and fibre–matrix interfacial decohesion in composite laminates via a multi-fibre multi-layer representative volume element (M2RVE), *Int. J. Solids Structures*, 51 (2014) 449-461.
- [22] Pierard O., LLorca J., Segurado J., Doghri I.: Micromechanics of particle-reinforced elasto-viscoplastic composites: finite element simulations versus affine homogenization, *Int. J. Plasticity*, 23 (2007) 1041-1060.
- [23] Mori T., Tanaka K.: Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions, *Acta Metallurgica*, 21 (1973) 571-574.

- [24] Eshelby J.D.: The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems, Proceedings of the Royal Society of London A: Math., Physical Eng. Sci., 241 (1957) 376-396.
- [25] Ogierman W., Kokot G.: Mean field homogenization in multi-scale modelling of composite materials, J. Achievements Mater. Manuf. Eng., 61 (2013) 343-348.
- [26] Benveniste Y.: A new approach to the application of Mori-Tanaka's theory in composite materials, Mech. Materials, 6 (1987) 147-157.

EVALUATION OF THE INFLUENCE OF MICROMECHANICAL MODEL SELECTION ON FORECASTING WPC COMPOSITE FIBER ORIENTATION AND MECHANICAL PROPERTIES

S u m m a r y

This article evaluates the effectiveness of selected micromechanical models, such as Folgar-Tucker and RSC, in numerical calculations concerning fiber orientation prediction in a polymer matrix for the WPC composite containing 15% by mass of wood fibers. In addition, the obtained values of fiber orientation tensor in the polymer matrix allowed to assess the influence of the applied micromechanical models on the possibilities of predicting the mechanical properties of the WPC composite using the Mori-Tanaka homogenization model. It should be noted that the default micromechanical model suggested in CAE software including the injection moulding process modules is the Folgar-Tucker model. Hence, it is important to investigate whether the second optional model, i.e. RSC, should be the main model used in predicting the processing and mechanical properties of WPC composites.

Keywords: WPC composites, fibers orientation, micromechanical models, injection molding, homogenization models

DOI: 10.7862/rm.2019.01

Otrzymano/received: 12.06.2019 r.

Zaakceptowano/accepted: 14.07.2019 r.

Marek GÓRAL¹
Tadeusz KUBASZEK²
Konrad GAJEWSKI³

WPŁYW WARUNKÓW KRZEMOWANIA METODĄ KONTAKTOWO-GAZOWĄ NA MIKROSTRUKTURĘ WARSTW NA PODŁOŻU TYTANU

W artykule przedstawiono wyniki badań nad wytwarzaniem warstw krzemkowych na podłożu tytanu Grade 2 metodą kontaktowo-gazową. Stosowano dwa rodzaje proszków o różnej zawartości Si (ok. 10 i 48% mas.) oraz fluorek magnezu i aluminium jako aktywatory. Stwierdzono, że zastosowanie proszku o mniejszej zawartości krzemu skutkuje powstaniem warstw o głębokości nieprzekraczającej 5 μm . Zastosowanie proszku o dużej zawartości Si i AlF_3 jako aktywatora skutkuje powstaniem wielostrefowej warstwy o głębokości ok. 15 μm , złożonej z faz TiSi , Ti_5Si_4 , Ti_5Si_3 i TiSi_2 .

Słowa kluczowe: krzemowanie, stopy tytanu, warstwy żaroodporne, krzemki tytanu

1. Wprowadzenie

Stopy tytanu, cechujące się wysoką wytrzymałością względną oraz trwałością w warunkach zmęczenia i pełzania, są ważnymi materiałami stosowanymi w technice lotniczej. Podstawowe ograniczenie w zastosowaniu tych stopów stanowi mała odporność na utlenianie wysokotemperaturowe. Zwiększenie odporności korozyjnej można uzyskać przez wprowadzenie procesów wytwarzania warstw, m.in. krzemowanie. Zgodnie z układem równowagi fazowej krzem tworzy z tytanem krzemki typu Ti_3Si , Ti_5Si_3 , Ti_5Si_4 , TiSi , TiSi_2 [1, 2]. Przez ostatnie lata uwaga badaczy koncentrowała się na krzemku Ti_5Si_3 , który charakteryzuje się wysoką temperaturą topnienia (2130°C), gęstością (4,32 g/cm³) mniejszą niż tytan, a przede wszystkim wysoką odpornością na utlenianie. Krzemowanie tytanu metodą kontaktowo-gazową przeprowadzili B.V. Cockeram oraz R.A. Rapp [3]. Uzyskano warstwę składającą się z pięciu faz: TiSi_2 , TiSi , Ti_5Si_4 , Ti_5Si_3 oraz

¹ Autor do korespondencji: Marek Góral, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel. 17 8653656, e-mail: mgoral@prz.edu.pl

² Tadeusz Kubaszek, Politechnika Rzeszowska, e-mail: tkubaszek@prz.edu.pl

³ Konrad Gajewski, Politechnika Rzeszowska, e-mail: k.gajewskix@gmail.com

Ti₃Si. Wytwarzano je przy następujących warunkach procesu: temperatura 950, 1050 i 1150°C oraz czas 3, 6, 12 i 24 h. Jako aktywatory stosowano halogenki: AlF₃, MgF₂ i CuF₂. Mieszanina proszku zawierała (% mas.) 10% krzemu, 2% fluorku oraz 88% wypełniacza Al₂O₃. Warstwami o największej głębokości charakteryzowała się próbka wytworzona w temperaturze 1150°C w czasie 12 h przy użyciu aktywatora MgF₂. Stwierdzono dużą kruchość powstałych warstw. W dalszych badaniach warstwy krzemkowe modyfikowano B oraz Ge. Jako aktywator wybrano fluorek magnezu MgF₂. Uzyskano warstwę 5-strefową złożoną z różnych rodzajów krzemków tytanu i cienką warstwę TiB₂ na powierzchni. Głębokość warstwy rosła wraz ze zwiększeniem aktywności boru w borku tytanu lub użyciem innego, mniej stabilnego aktywatora, jak AlF₃ czy CuF₂. Jednocześnie stwierdzono, że dodatek Ge spowalnia wzrost warstw Ti(Si, Ge) wytwarzanych w procesie kontaktowo-gazowym z użyciem aktywatorów MgF₂ i AlF₃. Warstwy na podłożu stopów Ti-22Al-27Nb oraz Ti-20Al-22Nb przy modyfikacji B oraz Ge były złożone ze stref krzemków TiSi₂ i TiSi.

Prace nad wytworzeniem warstwy Ti₅Si₃ w dwuetapowym procesie – osadzania metodą gazową i obróbki cieplnej przeprowadzili D. Wojtech i wsp. [4]. Uzyskano na podłożu Ti warstwę o głębokości 1-2 μm i twardości 1500 HV. Stwierdzono, że warstwa ta posiada wysoką odporność na utlenianie nawet w 900°C. J. Subrahmanyam i J. Annapurna [4] zastosowali metodę kontaktowo-gazową do wytworzenia na podłożu tytanu technicznego (99,6%) warstwy złożonej z kryształów faz międzymetalicznych TiAl i TiAl₃. Stosowano proszek złożony z fazy NiAl, aktywatora NH₄Cl oraz wypełniacza – Al₂O₃. Głębokość otrzymanych warstw wynosiła od 40 do 50 μm. Stwierdzono, że warstwa złożona z kryształów fazy TiAl₃ cechuje się lepszą odpornością na utlenianie niż warstwa złożona z fazy TiAl. W trakcie prób utleniania w temperaturze 1000°C i czasie 3 h stwierdzono pojawienie się warstw tlenków TiO₂ oraz Al₂O₃ [5]. Dane literaturowe [3-5] wskazują, że metoda kontaktowo-gazowa pozwala na uzyskanie warstw krzemkowych na podłożu stopów tytanu. Podjęto zatem badania nad ich wytwarzaniem w różnych warunkach procesu.

2. Materiał i metodyka badań

W prowadzonych badaniach jako materiał podłoża przyjęto tytan techniczny gatunku Grade 2. Próbki w kształcie blaszek o wymiarach 30 x 20 mm zostały wstępnie wyszlifowane na papierze SiC o gradacji 320. Próbki odtłuszczano w izopropanolu. Krzemowanie metodą kontaktowo-gazową prowadzono w piecu z atmosferą ochronną argonu (natężenie przepływu 0,5 dm³/min) firmy Xeon. Próbki umieszczano w kontenerze wykonanym ze stali żaroodpornej, do którego zasypywano proszek złożony z krzemu, aktywatora halogenkowego i wypełniacza – tlenku Al₂O₃. Przeprowadzono 6 procesów krzemowania w różnej temperaturze i różnym czasie, z użyciem proszków o różnym składzie chemicznym

(tab. 1.). Badania mikrostruktury prowadzono za pomocą skaningowego mikroskopu elektronowego HITACHI S-3400N. Dodatkowo dokonano analizy składu fazowego metodą dyfrakcji rentgenowskiej XRD.

Tabela 1. Warunki procesu krzemowania dyfuzyjnego

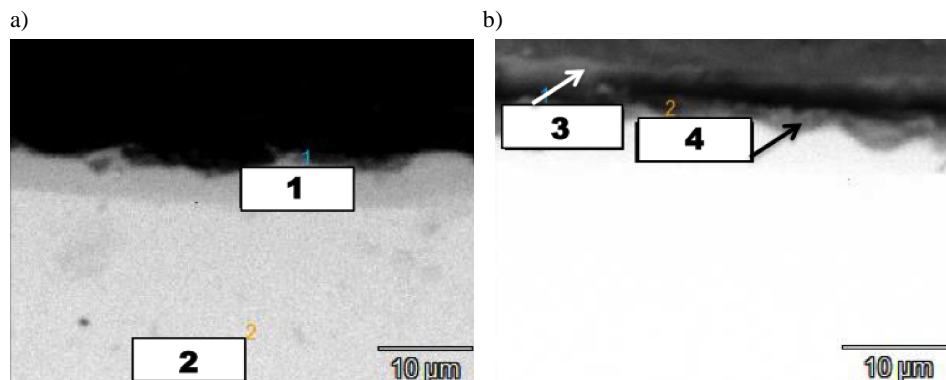
Table 1. Parameters of the pack siliconizing process of titanium

Ozn. procesu	Warunki procesu		Skład chemiczny proszku		
	temperatura, °C	czas, h	rodzaj aktywatora	zawartość aktywatora, % mas.	zawartość Si, % mas.
P1	950	4	MgF ₂	2	10,0
P2	950	2	MgF ₂	2	10,0
P3	950	3	MgF ₂	2	10,0
P4	950	4	AlF ₂	3	48,5
P5	980	4	MgF ₂	5	47,5
P6	980	8	MgF ₂	4	48,0

3. Wyniki badań

W procesie P1 prowadzonym w temperaturze 950°C w czasie 4 h stosowano proszek zawierający 10% mas. Si, aktywator MgF₂ – 2% oraz wypełniacz – reszta. Uzyskano warstwę o grubości od 4,32 do 6,35 μm. Na podstawie badań mikroskopowych stwierdzono istnienie dwóch charakterystycznych obszarów warstwy (rys. 1a, b). Ustalono, że pierwszy z nich ma budowę jednowarstwową, a zawartość Ti i Si wynosi odpowiednio 51,1 i 48,9% at. (rys. 1a, tab. 2.). Stężenie krzemu i tytanu wskazuje na możliwość powstania krzemku TiSi. Poniżej, w mikroobszarze 2. (rys. 1a) głównym składnikiem był tytan. Analiza wyników składu chemicznego w drugim z analizowanych obszarów oraz układu równowagi Ti-Si [2] może wskazywać na powstanie krzemków typu Ti₅Si₄ lub TiSi (mikroobszary 3. i 4., rys. 1b). Drugi proces (P2) prowadzono w krótszym czasie, wynoszącym 2 h, z użyciem proszku o takim samym składzie chemicznym. Powstała nieciągła warstwa o grubości < 3 μm. Jednocześnie analiza składu chemicznego w obszarze zewnętrznym warstwy (mikroobszar nr 1 na rys. 2.) wykazała małą zawartość krzemu < 1,5% at., resztę zaś stanowił tytan. W mikroobszarze 2. (rys. 2.) stwierdzono obecność jedynie tytanu.

Trzeci z procesów (P3) prowadzono w czasie 3 h z użyciem proszku o niezmiennym – w porównaniu z procesami P1 i P2 – składzie chemicznym. Na podstawie badań mikroskopowych ustalono, że powstała warstwa ma głębokość wynoszącą od 4,32 do 4,88 μm. Analiza składu chemicznego w mikroobszarach warstwy (mikroobszary nr 1 i 2 na rys. 3., tab. 3.) wykazała właściwie taką samą zawartość krzemu – 42,5% at. oraz tytanu – 57,5% at., co wskazuje – biorąc



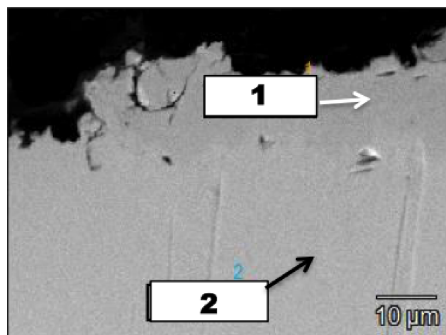
Rys. 1. Mikrostruktura warstwy krzemkowej w obszarach o budowie: a) jedno-, b) dwuwarstwowej na podłożu tytanu wytworzonej w procesie P1 (tab. 1.)

Fig. 1. The microstructure of: a) single-, b) double silicide area of coating obtained on titanium during the P1 process (tab. 1.)

Tabela 2. Wyniki analizy składu chemicznego w mikroobszarach 1-4 (rys. 1a, b)

Table 2. Results of chemical composition analysis in microareas 1-4 marked on fig. 1a, b

Mikroobszar	Zawartość pierwiastków, % at.	
	Si	Ti
1	48,9	51,1
2	1,6	98,4
3	44,9	55,1
4	40,1	59,9



Rys. 2. Mikrostruktura warstwy krzemkowej na podłożu tytanu wytworzonej w procesie P2 (tab. 1.)

Fig. 2. The microstructure of silicide coating obtained on titanium during the P2 process (tab. 1.)

pod uwagę układ równowagi fazowej Ti-Si [2] – na możliwość powstania prawdopodobnie krzemków tytanu typu Ti_5Si_4 . Przeprowadzenie procesu P4 pozwoliło na ustalenie wpływu zastosowania fluorku aluminium AlF_3 jako aktywatora w procesie krzemowania tytanu. Zastosowano również proszek o dużej zawar-

tości krzemu – 48,5% mas. (tab. 1.). Na podstawie badań mikroskopowych ustalono, że powstała warstwa o głębokości od 13,42 do 20,50 μm (rys. 4.). Na podstawie badań mikroskopowych i analizy składu chemicznego w mikroobszarach warstwy, a także układu równowagi Ti-Si [2] wyodrębniono 4 charakterystyczne strefy (rys. 4., tab. 4.):

- zewnętrzną (mikroobszar nr 1), o grubości średniej 6,6 μm i zawartości 61,8% at. Si oraz 38,2% at. Ti – złożoną prawdopodobnie z krzemku TiSi_2 ,
- środkową zewnętrzną (mikroobszar nr 2) o grubości ok. 6 μm i zawartości Si – 46,2% at. oraz Ti – 53,8% at. – złożoną prawdopodobnie z krzemków TiSi lub Ti_5Si_4 ,
- środkową wewnętrzną (mikroobszary nr 3, 4) o grubości < 2 μm i zawartości Si – 41,6% at. oraz Ti – 58,4% at., wskazującą na powstanie krzemku typu Ti_5Si_4 ,
- wewnętrzną (mikroobszary nr 5, 6) również o grubości < 2 μm o małej zawartości Si (ok. 10-16%).

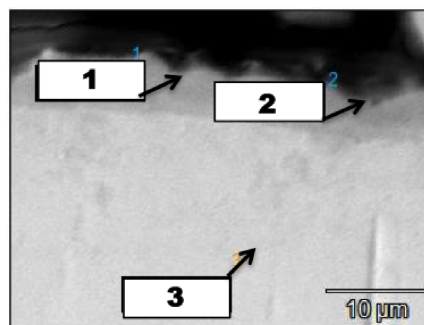
Tabela 3. Wyniki analizy składu chemicznego w mikroobszarach 1-3 (rys. 3.)

Table 3. Results of chemical composition analysis in microareas 1-3 marked in fig. 3

Mikroobszar	Zawartość pierwiastków, % at.	
	Si	Ti
1	42,5	57,5
2	42,6	57,4
3	2,1	97,9

Rys. 3. Mikrostruktura warstwy krzemkowej na podłożu tytanu wytworzonej w procesie P3 (tab. 1.)

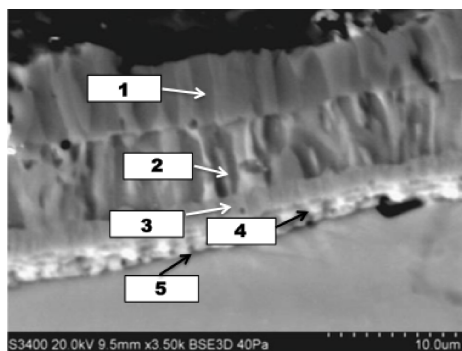
Fig. 3. The microstructure of silicide coating obtained on titanium during the P3 process (tab. 1.)



W procesie P5 zastosowano fluorek magnezu jako aktywator (2% mas.) i proszek o dużej zawartości krzemu – 47,5% mas. Tlenek aluminium stanowił resztę. Pozostałe warunki procesu były następujące: czas 4 h, temperatura 980°C. Na podstawie badań mikroskopowych ustalono, że wytworzona warstwa ma głębokość od 15,9 do 17,24 μm . Wyniki mikroanalizy składu chemicznego w obszarze styku warstwy z podłożem wykazały dużą zawartość tlenu i tytanu (mikro-

obszar nr 1 na rys. 5.) co może wskazywać na pojawienie się warstewki tlenku tytanu. Jednocześnie wytworzona warstwa była złożona z dwóch stref:

- wewnętrznej (mikroobszar nr 2 na rys. 5., tab. 5.), zawierającej 43,1% at. Si i 56,9% at. Ti, złożonej prawdopodobnie z krzemku Ti_5Si_4 ,
- zewnętrznej (mikroobszary nr 3, 4 na rys. 5., tab. 5.), zawierającej od 47 do 57% at. Si i od 42,7 do 52,8% at. Ti.



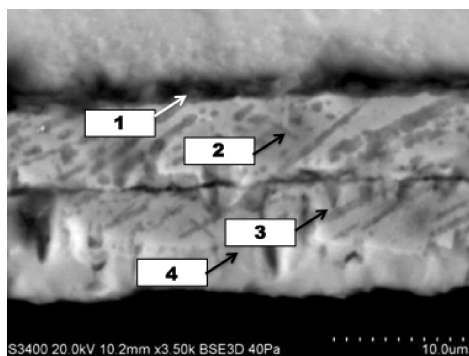
Rys. 4. Mikrostruktura warstwy krzemkowej tytanu wytworzonej w procesie P4 (tab. 1.)

Fig. 4. The microstructure of silicide coating obtained during the P4 process (tab. 1.)

Tabela 4. Wyniki analizy składu chemicznego w mikroobszarach 1-5 (rys. 4.)

Table 4. Results of the chemical composition analysis in microareas 1-5 marked in fig. 4

Mikroobszar	Zawartość pierwiastków, % at.	
	Si	Ti
1	61,8	38,2
2	46,2	53,8
3	41,6	58,4
4	10,9	89,1
5	16,1	83,9



Rys. 5. Mikrostruktura warstwy krzemkowej tytanu wytworzonej w procesie P5 (tab. 5.)

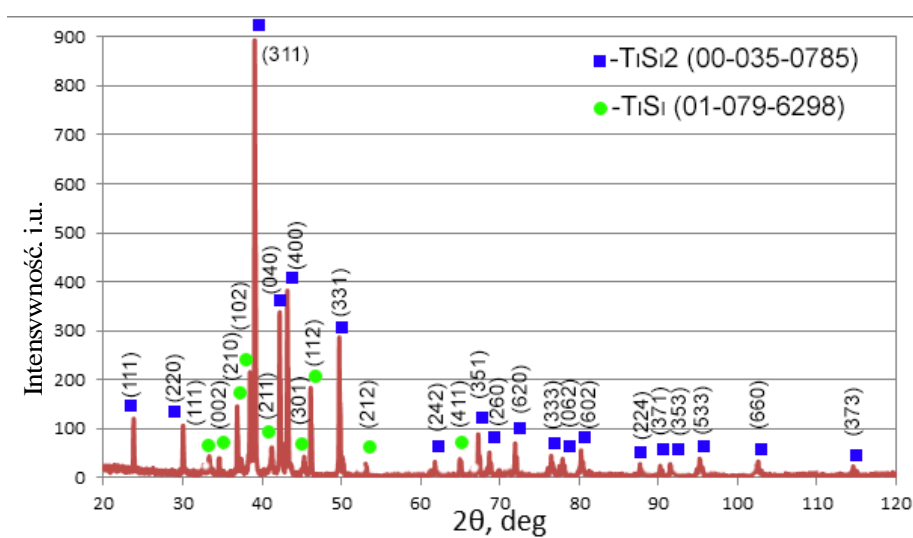
Fig. 5. The microstructure of silicide coating obtained during the process marked as P5 (tab. 5.)

Tabela 5. Wyniki analizy składu chemicznego w mikroobszarach 1-4 (rys. 5.)

Table 5. Results of the chemical composition analysis in microareas 1-4 marked in fig. 5

Mikroobszar	Zawartość pierwiastków, % at.		
	Si	Ti	O ^s
1	17,2	34,8	47,9
2	43,1	56,9	-
3	57,3	42,7	-
4	47,2	52,8	-

Wyniki analizy składu chemicznego w strefie zewnętrznej oraz wyniki analizy składu fazowego (rys. 6.) z powierzchni wskazują na powstanie w strefie zewnętrznej krzemków tytanu typu TiSi lub TiSi₂.



Rys. 6. Dyfraktogram z powierzchni próbki z warstwą krzemkową wytworzoną w procesie P5 (tab. 1.)

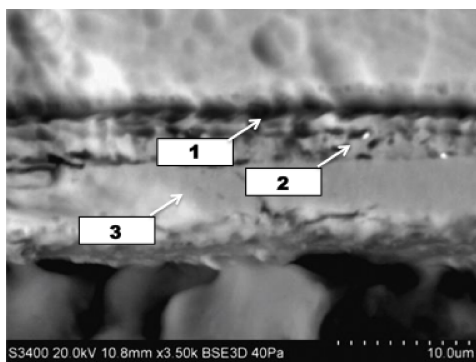
Fig. 6. XRD diffraction pattern from surface of the silicide coating obtained during the silicizing process P5 (tab. 1.)

W ostatnim z prowadzonych procesów (P6, tab. 1.) zastosowano również proszek o dużej zawartości krzemu (48% mas.) i fluorek magnezu jako aktywator (2% mas.) – resztę stanowił tlenek aluminium. Zwiększono czas procesu krzewowania do 8 h w temperaturze 980°C. Ustalono, że głębokość wytworzonej warstwy wynosi od 8,78 do 11,1 μm. Badania mikroskopowe i analiza składu

chemicznego w mikroobszarach były podstawą do wyodrębnienia dwóch charakterystycznych stref w warstwie:

- wewnętrznej (mikroobszar nr 1 na rys. 7., tab. 6.), o średniej grubości 4,9 μm ,
- zewnętrznej (mikroobszary 2 i 3 na rys. 7., tab. 6.), o średniej grubości 7,23 μm , zawierającej ok. 28-32% at. Si i 64-67% at. Ti.

Analiza układu równowagi fazowej Ti-Si [2] oraz wyników mikroanalizy składu chemicznego wskazuje, że przy zmierzonej zawartości krzemu i tytanu powstaje mieszanina krzemków Ti_3Si oraz Ti_5Si_3 .



Rys. 7. Mikrostruktura warstwy krzemkowej wytworzonej w procesie P6 (tab. 1.)

Fig. 7. The microstructure of silicide coating obtained during the P6 process (tab. 1.)

Tabela 6. Wyniki analizy składu chemicznego w mikroobszarach 1-3 (rys. 7.)

Table 6. Results of the chemical composition analysis in microareas 1-3 marked in fig. 7

Mikroobszar	Zawartość pierwiastków, % at.	
	Si	Ti
1	24,0	76,0
2	28,2	63,8
3	32,8	67,2

4. Podsumowanie

Analiza wyników badań wskazuje na możliwość wytworzenia warstwy krzemkowej na podłożu stopu tytanu metodą kontaktowo-gazową. Ustalono, że parametry procesu silnie oddziałują na grubość i skład chemiczny wytworzonej warstwy. Zastosowanie proszku o małej zawartości krzemu (10% mas., procesy P1-P3) skutkuje powstaniem cienkiej warstwy krzemków ($> 5 \mu\text{m}$). Wyniki analizy składu chemicznego mogą wskazywać, że głównymi składnikami fazowymi mikrostruktury mogą być krzemki typu TiSi lub Ti_5Si_4 . Wykazano również, że

czas krzemowania z użyciem tego rodzaju proszku (proces P1-P3, tab. 1.) nie wpływa istotnie na głębokość powstającej warstwy krzemkowej.

Zwiększenie zawartości Si w proszku do ok. 48% mas. skutkowało wzrostem głębokości warstwy do 10-15 μm . Dodatkowo wprowadzenie fluorku AlF_3 jako aktywatora spowodowało powstanie warstwy złożonej ze strefy zewnętrznej o grubości 6,6 μm , zawierającej prawdopodobnie krzemek TiSi_2 (mikroobszar nr 1, rys. 4.), środkowej zewnętrznej (mikroobszar nr 2, rys. 4.) również o grubości ok. 6 μm , złożonej z krzemku TiSi lub Ti_5Si_4 , środkowej wewnętrznej (mikroobszary nr 3, 4, rys. 4.) – którą stanowią krzemki typu Ti_5Si_4 oraz wewnętrznej (mikroobszar nr 5, rys. 4.). Skład fazowy poszczególnych stref jest zbliżony do warstw uzyskanych przez Cockerhama i Rappa [3]. Zastosowanie fluorku magnezu – przy zbliżonej zawartości Si w proszku skutkuje powstaniem warstwy o mniejszej głębokości i budowie wielostrefowej, złożonej z krzemków typu TiSi , Ti_5Si_4 i TiSi_2 .

Badania prowadzono w ramach projektu Iuventus Plus nr IP2011015471 realizowanego w latach 2012-2014.

Literatura

- [1] Baszkiewicz J.: Wpływ implementacji jonów krzemu na odporność korozyjną wybranych stopów metali, OW PW, Prace Naukowe Inżynieria Materiałowa, z. 13, Warszawa 2002.
- [2] Fiore M., Neto F.B., de Farias Azevedo C.R., Assessment of Ti-rich corner of Ti-Si phase diagram using two sublattices to describe the Ti_5Si_3 phase, REM, Int. Eng. J., 70 (2017) 201-207.
- [3] Cockeram B.V., Rapp R.A.: The kinetics of multilayered titanium-silicide coatings grown by the pack cementation method, Metall. Mater. Trans. A, 26 (1995) 777-791.
- [4] Vojtech D., Novak P., Machac P., Mort'anicova M., Jurek K.: Surface protection of titanium by Ti_5Si_3 silicide layer prepared by combination of vapor phase siliconizing and heat treatment, J. Alloys Compounds, 464 (2008) 179-184.
- [5] Subrahmanyam J., Annapurna J.: High temperature cyclic oxidation of aluminide layers on titanium, Oxidation Metals, 26 (1986) 275-285.

THE INFLUENCE OF PACK SILICONIZING CONDITIONS ON THE STRUCTURE OF COATINGS PRODUCED ON TITANIUM

Summary

In the article the results of experimental pack siliconizing of titanium grade 2 alloys were presented. The powders containing low (10 wt. %) and high (48 wt. %) silicon content were used. The aluminium and magnesium fluorides were used as activators. The thickness of silicide coatings produced using the low-Si content powder did not exceed 5 μm . The use of high Si content pack

enabled to form thick (15 μm) multilayer coating formed from TiSi, Ti₅Si₄, Ti₅Si₃ and TiSi₂ silicides.

Keywords: silicide coatings, pack siliconizing, titanium alloys, heat resistant coatings, titanium silicides

DOI: 10.7862/rm.2019.02

Otrzymano/received: 24.02.2019 r.

Zaakceptowano/accepted: 27.05.2019 r.

Wiktor KAMYCKI¹
Stanisław NOGA²
Michał BATSCH³

OBLICZENIOWA WERYFIKACJA SEGMENTOWEGO MODELU ZALEŻNOŚCI MIĘDZY WSPÓLCZYNNIKAMI $K_{H\beta}$ ORAZ $K_{F\beta}$ DLA KÓŁ WALCOWYCH O ZĘBACH PROSTYCH

W pracy omówiono zagadnienia dotyczące wyznaczania współczynników nierównomiernego rozkładu obciążenia w przekładniach zębatych. Zaproponowano metodę wyznaczania korelacji pomiędzy współczynnikami $K_{H\beta}$ i $K_{F\beta}$ odnoszącymi się odpowiednio do nierównomiernego rozkładu naprężeń stykowych oraz naprężeń u podstawy zęba od zginania w kole zębatym. Zaproponowane rozwiązanie pozwala analizować w zębie odkształcenia i naprężenia w dwuwymiarowej skali, uwzględniając wysokość i szerokość zęba. Otrzymane z zaproponowanego modelu wyniki porównano z rezultatami obliczeń, otrzymanymi zgodnie z zaleceniami według normy ISO, dotyczącymi wyznaczania nierównomierności rozkładu obciążenia. Następnie ustalono obszary zgodności wygenerowanych rozwiązań.

Słowa kluczowe: koła zębate, rozkład obciążenia, współczynnik nierównomierności rozkładu obciążenia, rozkład naprężeń

1. Wprowadzenie

Przekładnie zębate stanowią jeden z najistotniejszych zespołów przeniesienia ruchu w szeroko pojętych środkach transportu i maszyn. Jednym z głównych ogniw procesu projektowania przekładni zębatych są obliczenia wytrzymałościowe i dynamiczne. W pracy [1] omówiono drgania własne przekładni zębatej małej mocy. Wyniki obliczeń dynamicznych wykorzystano do oszacowania poziomu naprężeń przy dopuszczalnej wartości przyspieszenia. Otrzymane wartości naprężeń porównano z graniczną wytrzymałością zmęczeniową materiału, z którego wykonano przekładnię. W publikacji [2] analizowano zagadnienie kontaktowe w przekładni stożkowej. Zaproponowany model matematyczny zjawiska zweryfikowano metodą elementów skończonych (MES). W artykule [3] rozwa-

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Wiktor Kamycki, Politechnika Rzeszowska, Al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, Polska, e-mail: wiktorkamycki@gmail.com

² Stanisław Noga, Politechnika Rzeszowska, Rzeszów, Poland, e-mail: noga@prz.edu.pl

³ Michał Batsch, Politechnika Rzeszowska, Rzeszów, Polska, e-mail: mbatsch@prz.edu.pl

żano zagadnienie kontaktowe w aspekcie określenia sztywności zazębienia przekładni. W zaproponowanych modelach sztywnościowych efektywnie zidentyfikowano współczynniki istotnie wpływające na sztywność zazębienia. W kolejnej pracy [4] analizowano wpływ sztywności na określenie rozkładu naprężeń wzdłuż boku zęba. Wymagane obliczenia zrealizowano, posiłkując się modelami MES. Wpływ niewspółosiowości kół zębatych na rozkład dynamicznego obciążenia wzdłuż linii styku zębów analizowano w pracy [5]. Podobnie jak w poprzedniej, stosowne analizy symulacyjne wykonano, posiłkując się środowiskiem obliczeniowym MES.

W literaturze dotyczącej kół zębatych można znaleźć wiele informacji na temat metod i sposobów wyznaczania rozkładu obciążenia oraz współczynników jego nierównomierności. Podstawowe zalecenia w tym zakresie są zawarte w normach ISO 6336 [6-8]. W pracach [9, 10] porównano metody wyznaczania nośności uzębień z wykorzystaniem norm ISO, AGMA oraz metody elementów skończonych. W publikacjach [11, 12] omówiono zaproponowane algorytmy analizy styku zębów pod obciążeniem, zorientowane na wyznaczenie rozkładu obciążenia z uwzględnieniem odchyłek wykonawczych oraz błędów osadzenia wałów. W publikacji [13] oszacowano wpływ zastosowanej metody wyznaczania współczynników nierównomierności rozkładu obciążenia na wyniki obliczeń przekładni zębatej.

Większość prac skupia się na metodach obliczeń przekładni mających na celu weryfikację lub dobór jej parametrów z uwagi na nośność. Brak jest jednak opublikowanych wyników badań na temat zależności pomiędzy współczynnikami $K_{H\beta}$ i $K_{F\beta}$. Znajomość takiej relacji pozwoliłaby na wnioskowanie na temat rozkładu obciążenia wzdłuż linii styku jedynie na podstawie rozkładu obciążenia u podstawy zęba, które może być zmierzone w warunkach rzeczywistych. Pewna próba została podjęta w publikacji [14]. Autorzy wyznaczyli rozkład obciążenia wzdłuż linii styku na podstawie pomiarów obwodowych odkształceń zęba. Tego typu pomiary mogą być realizowane jedynie na stanowisku kontrolnym w warunkach nieodpowiadających rzeczywistym warunkom operacyjnym. Inne, niepublikowane dotąd badania nt. korelacji pomiędzy współczynnikami $K_{H\beta}$ i $K_{F\beta}$ omówiono w pracy [15]. Zaproponowane modele obliczeniowe (analityczny i numeryczny MES) zweryfikowano badaniami doświadczalnymi oraz wynikami wygenerowanymi zgodnie z zaleceniami według normy ISO. Niniejsza praca jest kontynuacją pracy [16] i wpisuje się w opisaną lukę badawczą.

2. Sformułowanie zagadnienia

Nierównomierność rozkładu obciążenia wzdłuż linii styku jest brana pod uwagę przy obliczeniach wytrzymałościowych przekładni zębatych. Wyraża się ona współczynnikami $K_{H\beta}$ i $K_{F\beta}$, określającymi wpływ nierównomiernego obciążenia odpowiednio na naprężenia stykowe oraz na naprężenia u podstawy. Współczynniki te są określone zależnością [6-8]:

$$K_{H\beta}, K_{F\beta} = \frac{(F/b)_{max}}{F_m/b} \quad (1)$$

gdzie: $K_{H\beta}$ – współczynnik nierównomiernego rozkładu obciążenia wzdłuż linii styku zęba ze względu na naprężenia od nacisków,

$K_{F\beta}$ – współczynnik nierównomiernego rozkładu obciążenia wzdłuż linii styku zęba ze względu na naprężenia od zginania,

F – maksymalna wartość obciążenia wzdłuż linii styku zębów,

F_m – obciążenie średnie wzdłuż linii styku zębów,

b – szerokość wieńca zębatego,

$(F/b)_{max}$ – tzw. maksymalne obciążenie jednostkowe,

F_m/b – tzw. średnie obciążenie jednostkowe.

Ze wzoru (1) wynika, że współczynniki nierównomiernego rozkładu obciążenia wzdłuż linii styku wyrażają iloraz maksymalnego obciążenia do średniego obciążenia przypadającego na jednostkę długości zęba. Minimalną wartością, jaką współczynniki mogą przyjąć, jest jedność, co jest równoważne z idealnym, równomiernym rozkładem obciążenia. Zwiększająca się wartość współczynników wskazuje na pogorszenie się warunków współpracy kół zębatych.

Istnieją wytyczne oraz zależności empiryczne opisujące wzajemną zależność tych współczynników. Znajomość tego powiązania jest szczególnie ważna w przypadku doświadczalnego ustalania charakteru rozkładu naprężeń stykowych na podstawie zmierzonego rozkładu naprężeń u podstawy zęba. Podane w literaturze informacje na temat związku pomiędzy tymi współczynnikami są niewystarczające i nie pozwalają w sposób jednoznaczny na ich korelację. Ponadto norma ISO 6336 nie podaje wytycznych obliczania rozkładu obciążenia wzdłuż linii styku zębów w biegunie zazębienia. Zaprezentowana w niniejszej pracy metoda umożliwi wyznaczenie takiego rozkładu na podstawie pomiarów tensometrycznych na dnie wrębu zęba.

3. Metoda ISO

Zalecenia projektowe dostępne w normach ISO 6336 [6-8] przedstawiają nierównomierny rozkład obciążenia na szerokości wieńca zębatego jako skutek nierównoległego zazębienia się pary kół zębatych w płaszczyźnie przyporu, z uwzględnieniem odkształceń sprężystych kół i obudowy, jak również odkształcenia łożysk oraz błędów powstałych w fazie produkcyjnej. Zgodnie z normą ISO 6336-1 [6] występują trzy metody wyznaczania współczynników nierównomiernego rozkładu obciążenia. Zależnie od metody możliwe jest wyznaczenie jednego z tych współczynników, przez co konieczne są dalsze przekształcenia oparte na zależności empirycznej:

$$K_{F\beta} = (K_{H\beta})^{N_F} \quad (2)$$

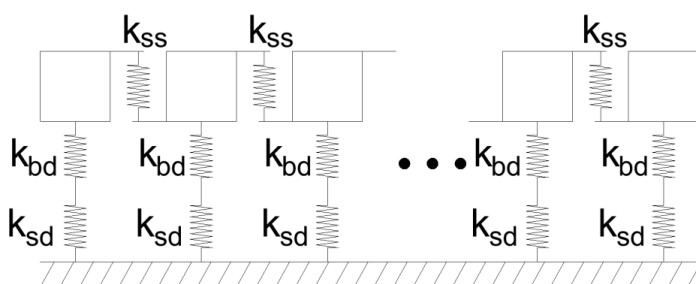
gdzie N_F jest wykładnikiem określonym wzorem:

$$N_F = \frac{(b/h)^2}{1+b/h+(b/h)^2} \quad (3)$$

Jak przedstawiono wcześniej, zależność pomiędzy współczynnikami nierównomiernego rozkładu obciążenia według ISO 6336-1 [6] opiera się na stosunku szerokości zęba b do jego wysokości h . Jako b/h należy przyjmować mniejszą wartość spośród b_1/h_1 i b_2/h_2 . Gdy $b/h < 3$, należy przyjąć $b/h = 3$.

4. Proponowane rozwiązanie

Proponowana metoda wyznaczania związku pomiędzy współczynnikami nierównomierności rozkładu obciążenia polega na zastosowaniu modelu segmentowego schematycznie przedstawionego na rys. 1. [15].



Rys. 1. Schemat pierwszego rzędu segmentów modelu

Fig. 1. Diagram of the first row of segments

Badany ząb przekładni zostaje podzielony na skończoną liczbę jednakowej szerokości segmentów, wzajemnie powiązanych ze sobą za pomocą elementów sprężystych (o współczynnikach sprężystości oznaczonych k_{ss} – rys. 1.). Obciążenie zęba następuje przez przyłożenie sił skupionych indywidualnie do każdego segmentu, a jego następstwem jest przemieszczenie profilu zęba. Każdy segment jest modelowany belką, której sztywności wynikające ze zginania i ścinania są reprezentowane odpowiednio przez współczynniki sztywności k_{bd} i k_{sd} (rys. 1.). Nierównomierny rozkład obciążenia wzdłuż linii styku zęba powoduje jednak zróżnicowane odkształcenie zęba wzdłuż jego szerokości, co oznacza, że przemieszczenia segmentów tworzących model zęba są również niejednolite. Różnica odkształcenia przyległych segmentów powoduje powstanie sił poprzecznych wprost proporcjonalnych do sztywności k_{ss} (rys. 1.). Siła poprzeczna określona zależnością (4) [15] działa obustronnie na każdy segment z wyjątkiem segmentu

pierwszego i ostatniego. Na segmenty skrajne działają jedynie siły poprzeczne – zależności (5) i (6) [15], pochodzące od jednego sąsiadującego segmentu:

$$F_{si} = (y_{i-1} - y_i) \times k_{ss} + (y_{i+1} - y_i) \times k_{ss} \quad (4)$$

$$F_{s1} = (y_2 - y_1) \times k_{ss} \quad (5)$$

$$F_{sns} = (y_{ns-1} - y_{ns}) \times k_{ss} \quad (6)$$

gdzie: F_{si} – siła poprzeczna w i -tym segmencie, począwszy od drugiego do przedostatniego,

y_i – odkształcenie i -tego segmentu,

ns – liczba segmentów,

k_{ss} – współczynnik sztywności przy ścinaniu,

F_{s1} – siła poprzeczna w pierwszym segmencie,

F_{sns} – siła poprzeczna w ostatnim segmencie.

Przybliżony kształt przekroju zęba został otrzymany przez kolejną dyskretyzację zęba w kierunku od stopy do jego głowy. W ten sposób segment został przedstawiony w postaci skończonej liczby belek wysięgnikowych kolejno utwierdzonych ze sobą. Odkształcenie całkowite segmentu jest zatem równe sumie odkształceń wszystkich rzędów składowych belek, z uwzględnieniem ich kątów ugięcia. Sztywność zastępcza każdego segmentu jest określona wzorem (bez uwzględnienia sztywności wynikającej ze zjawiska ścinania między segmentami):

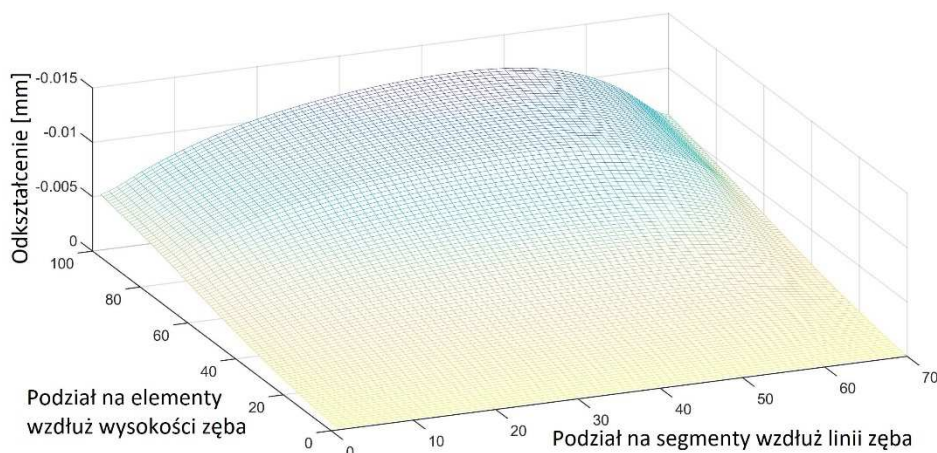
$$k_e = \frac{k_{bd} \times k_{sd}}{k_{bd} + k_{sd}} \quad (7)$$

gdzie: k_{bd} – współczynnik sztywności przy zginaniu segmentu,

k_{sd} – współczynnik sztywności przy ścinaniu podstawy segmentu.

W efekcie ząb przekładni został podzielony na elementy nie tylko wzdłuż jego szerokości, ale również wzdłuż jego wysokości, dając możliwość badania odkształceń i naprężeń w dwuwymiarowej skali, co przedstawiono dla przykładowego obciążenia na rys. 2. Maksymalne ugięcie zęba występuje w przypadku elementów znajdujących się w obszarze głowy zęba. Ujemne wartości wskazują ugięcie zęba zgodnie ze zwrotem przyłożonego obciążenia (wynika to ze sposobu działania algorytmu obliczeniowego).

Tak skonstruowany model pozwala na wyznaczenie rozkładu naprężeń u podstawy zęba, a tym samym współczynnika $K_{F\beta}$, na podstawie zadanego nierównomiernego wzdłuż linii styku przebiegu obciążenia (znana wartość $K_{H\beta}$).



Rys. 2. Przebieg odkształceń zęba przekładni

Fig. 2. Course of the gear tooth deformation

5. Analiza otrzymanych wyników

W celu porównania obydwu metod przeprowadzono symulacje polegające na wyznaczeniu współczynników nierównomierności rozkładu obciążenia dla różnych wartości stosunku b/h dla przekładni o danych zestawionych w tab. 1. Dane te odnoszą się do typowych przekładni stosowanych w turbinach wiatrowych. W analizie przyjęto, że przekładnia jest wykonana z materiału o module Younga $E = 2,08 \cdot 10^{11}$ Pa i współczynnika Poissona $\nu = 0,3$.

Tabela 1. Dane techniczne analizowanej przekładni

Table 1. Technical data of the discussed gear

Parametry	Zębniak	Koło
Moduł normalny m_n , mm	8	
Odległość osi a_w , mm	379	
Szerokość wieńca b , mm	210	
Kąt zarysu zęba α_n , °	25	
Kąt linii śrubowej β , °	0	
Liczba zębów z	64	30
Przesunięcie zarysu x	0,1487	0,233

Dla zadanego przebiegu obciążenia względnego wzdłuż linii styku (F/F_{max} – rys. 3a) obliczono wartość współczynnika $K_{H\beta}$. Następnie, korzystając z modelu segmentowego, wyznaczano przebieg rozkładu naprężeń u podstawy oraz współczynnik nierównomierności $K_{F\beta}$ dla kolejnych dyskretnych wartości stosunku b/h . Tym sposobem, przekształcając zależność (2), uzyskano wartości wykładnika

N_{Fseg} w funkcji b/h , które obrazuje linia przerywana na rys. 3b. Na tym samym wykresie linią punktową zaznaczono wartości wykładnika N_{FISO} wyznaczonego według normy [6] z zależności (3). Celem porównania obydwu metod obliczono błąd względny (rys. 3c), zdefiniowany jako:

$$\Delta N_F = \frac{|N_{Fseg} - N_{FISO}|}{N_{FISO}} \quad (8)$$

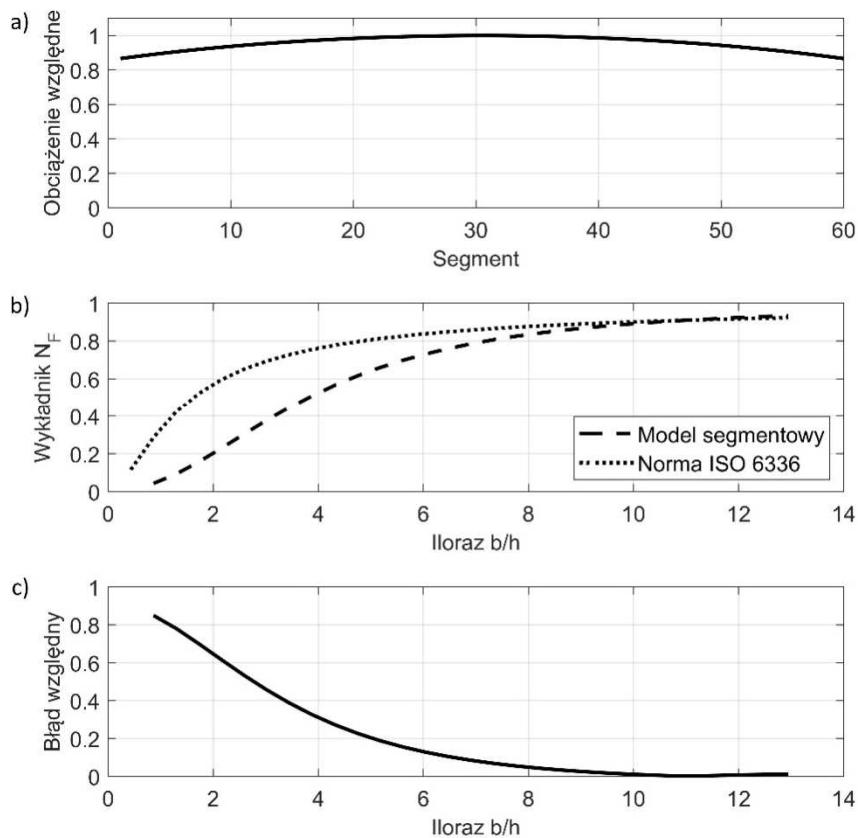
Prezentowane w niniejszej pracy wyniki symulacji odnoszące się do modelu segmentowego wygenerowano na podstawie programu autorskiego opracowanego w środowisku obliczeniowym MATLAB. Istotnym parametrem, ze względu na dokładność obliczeń, jest liczba segmentów oraz liczba rzędów, na jakie jest dzielony ząb badanej przekładni. Jak wspomniano wcześniej, przez liczbę rzędów rozumie się liczbę elementów powstających w wyniku podziału segmentu w kierunku od stopy do głowy zęba. Zwiększanie liczby segmentów i rzędów powoduje asymptotyczne zwiększanie dokładności obliczeń algorytmu, przy jednoczesnym wydłużeniu czasu potrzebnego na wykonanie symulacji. Oznacza to, że po przekroczeniu pewnej liczby elementów wzrost jakości obliczeń jest nieproporcjonalny do wzrostu liczby elementów. W przypadku geometrii przekładni badanej w niniejszej pracy, liczby segmentów oraz rzędów ustalono w symulacji numerycznej. W badaniach symulacyjnych przyjęto, że szerokość segmentu jest stała dla wszystkich analizowanych przypadków obliczeniowych. Aby zapewnić efektywne działanie algorytmu liczbę segmentów w poszczególnych przypadkach obliczeniowych ustalano zgodnie z zależnością:

$$N_{Os} = b/b_s \quad (9)$$

gdzie: N_{Os} – liczba segmentów,
 b_s – szerokość segmentu.

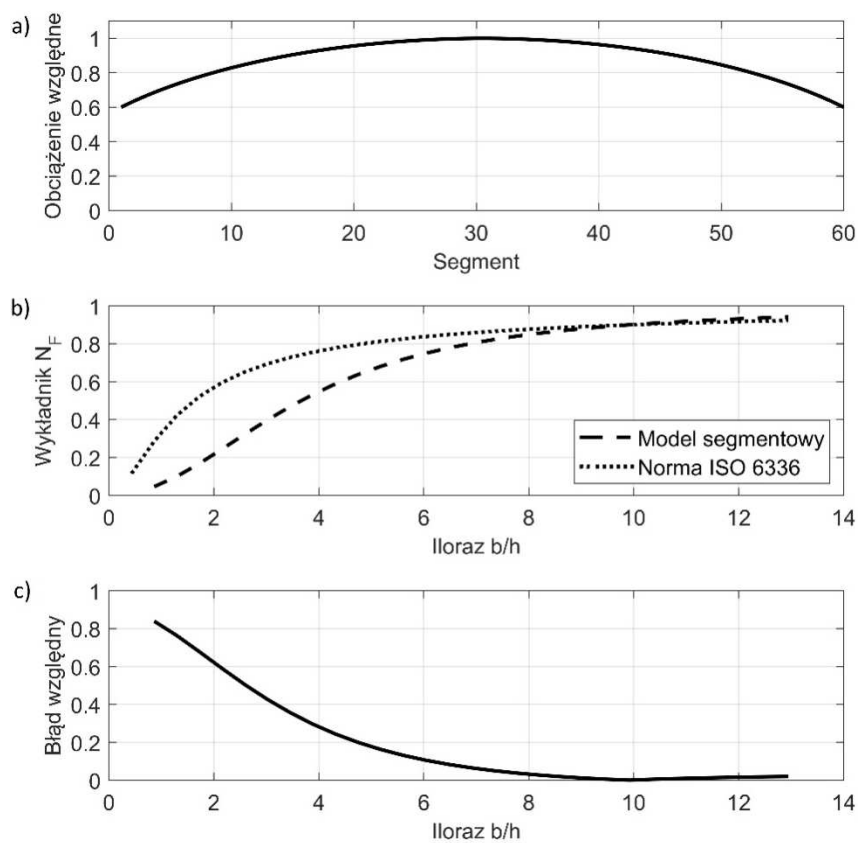
Do obliczeń przyjmowano takie wartości b , aby wielkość N_{Os} była liczbą całkowitą. Prezentowane w pracy wyniki wygenerowano przy $b_s = 4$ mm, natomiast jako liczbę rzędów przyjęto wartość 100. Takie dobranie parametrów umożliwia przeprowadzenie dokładnych obliczeń przebiegu rozkładu naprężenia od zginania u podstawy zęba na podstawie zadanego obciążenia wzdłuż linii styku zębów. Dodatkowo należy wziąć pod uwagę czas potrzebny na przeprowadzenie obliczeń dla różnych wartości ilorazu b/h , gdzie wartością stałą jest wysokość zęba (uzależniona od modułu), natomiast szerokość wieńca zębatego przyjmuje się jako zmienny parametr. Czas, jaki jest potrzebny na przeprowadzenie tego typu analizy z użyciem komputera PC (z częstotliwością taktowania procesora 2,67 GHz), to około 20 min. Na rysunkach 3-6 przedstawiono wyniki symulacji dla różnych wartości współczynnika $K_{H\beta}$. Dla wszystkich analizowanych przypadków metoda segmentowa jest zbieżna z metodą ISO w przedziale dużych wartości stosunku b/h (powyżej 6). Poniżej tej wartości wyniki stają się rozbieżne,

przy czym rozbieżność ta jest mniejsza przy dużej nierównomierności rozkładu obciążenia wzdłuż linii styku. Należy zauważyć, że współczynnik N_F obliczony według metody ISO nie zależy od rozkładu obciążenia i dla wszystkich prób numerycznych przyjmuje taki sam przebieg.



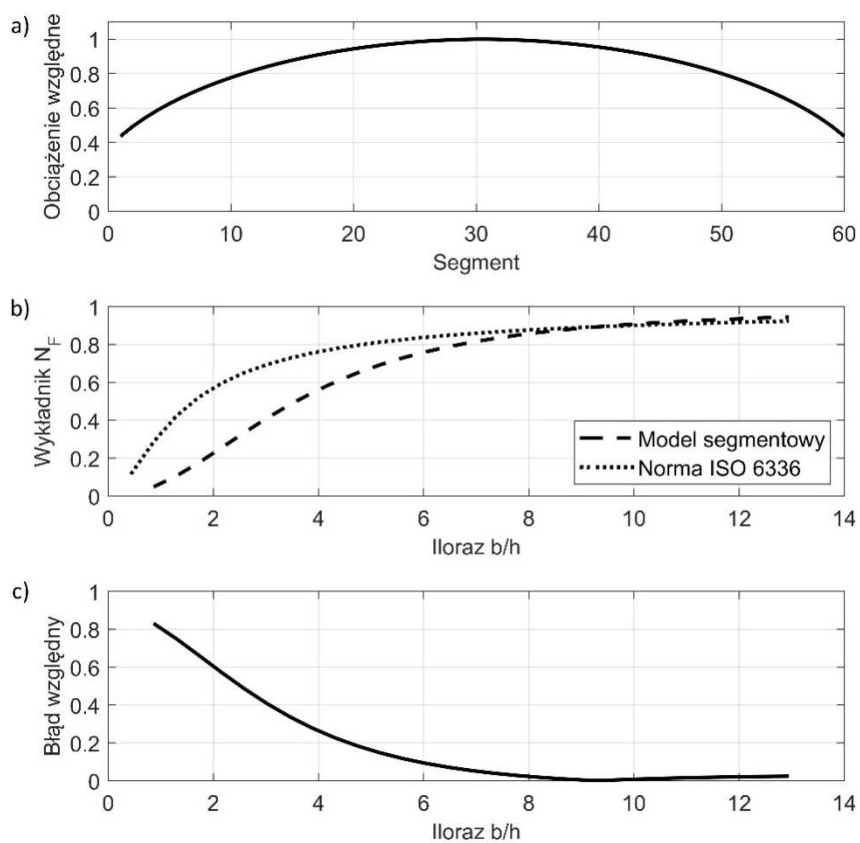
Rys. 3. Wyniki przeprowadzonych symulacji dla $K_{H\beta} = 1,0445$: a) obciążenie względne, b) porównanie wykładników N_F , c) błąd względny

Fig. 3. The results of simulation for $K_{H\beta} = 1,0445$: a) relative load, b) comparison of exponents N_F , c) relative error



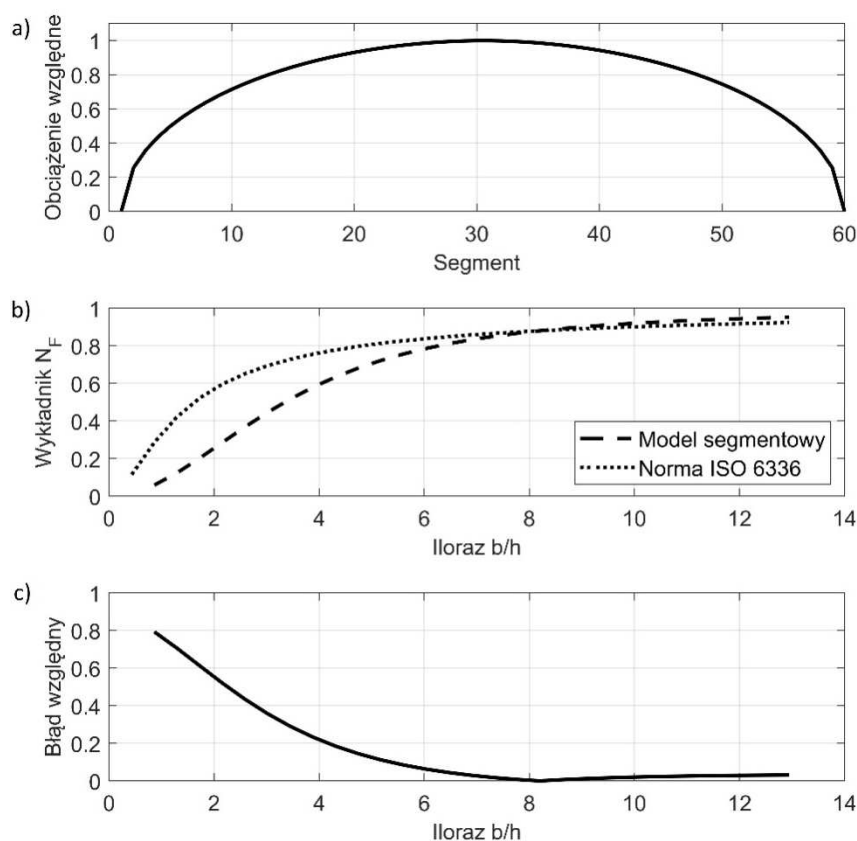
Rys. 4. Wyniki przeprowadzonych symulacji dla $K_{H\beta} = 1,1362$: a) obciążenie względne, b) porównanie wykładników N_F , c) błąd względny

Fig. 4. The results of simulation for $K_{H\beta} = 1,1362$: a) relative load, b) comparison of exponents N_F , c) relative error



Rys. 5. Wyniki przeprowadzonych symulacji dla $K_{H\beta} = 1,1914$: a) obciążenie względne, b) porównanie wykładników N_F , c) błąd względny

Fig. 5. The results of simulation for $K_{H\beta} = 1,1914$: a) relative load, b) comparison of exponents N_F , c) relative error



Rys. 6. Wyniki przeprowadzonych symulacji dla $K_{H\beta} = 1,2867$: a) obciążenie względne, b) porównanie wykładników N_F , c) błąd względny

Fig. 6. The results of simulation for $K_{H\beta} = 1,2867$: a) relative load, b) comparison of exponents N_F , c) relative error

6. Uwagi i wnioski

W pracy zaproponowano metodę wyznaczania relacji pomiędzy współczynnikami nierównomierności rozkładu obciążenia w przekładni zębatej. Metodę tę porównano z istniejącymi zaleceniami dotyczącymi wyznaczania nierównomierności rozkładu obciążenia według normy ISO. Przeprowadzone analizy i symulacje skłoniły autorów do sformułowania następujących wniosków:

- opracowany model segmentowy pozwala na podstawie zadanego nierównomiernego rozkładu obciążenia (zadana wartość współczynnika $K_{H\beta}$) na wyznaczenie rozkładu naprężeń u podstawy, a tym samym wartości współczynnika $K_{F\beta}$,

- proponowana metoda daje zbieżne wyniki z metodą ISO przy dużych wartościach stosunku b/h . Dla wartości stosunku b/h mniejszych niż 6 wyniki stają się rozbieżne, przy czym maksymalny błąd względny wynosi około 0,8,
- opracowany model segmentowy może zostać zastosowany w diagnostyce przekładni do weryfikacji zazębienia przez wyznaczenie współczynnika $K_{H\beta}$ na podstawie pomiarów tensometrycznych wykonanych wzdłuż stopy zęba, co będzie przedmiotem dalszych badań,
- przewidywane zastosowanie opracowanej metody w diagnostyce przekładni zębatych oraz niedokładność metody ISO wynikająca z faktu, że nie uwzględnia ona wpływu rozkładu obciążenia na charakter związku pomiędzy współczynnikami $K_{H\beta}$ i $K_{F\beta}$, świadczy o celowości podjętych przez autorów prac.

Literatura

- [1] Noga S., Markowski T.: Vibration analysis of a low-power reduction gear, *Strength Mater.*, 48 (2016) 507-514.
- [2] Marciniec A., Pacana J., Pisula J., Fudali P.: Comparative analysis of numerical methods for the determinations of contact pattern of spiral bevel gears, *Aircraft Eng. Aerospace Technol.*, 90 (2018) 359-367.
- [3] Chang L., Liu G., Wu L.: A robust model for determining the mesh stiffness of cylindrical gears, *Mechanism Machine Theory*, 87 (2015) 93-114.
- [4] Pedersen N., Jorgensen M.: On gear tooth stiffness evaluation, *Computers Structures*, 135 (2014) 109-117.
- [5] Lias M., Rao T., Awang M., Khan M.: The stress distribution of gear tooth due to axial misalignment condition, *J. Appl. Sci.*, 12 (2012) 2404-2410.
- [6] ISO 6336-1:2006. Calculation of load capacity of spur and helical gears. Part 1: Basic principles, introduction and general influence factors.
- [7] ISO 6336-2:2006. Calculation of load capacity of spur and helical gears. Part 2: Calculation of surface durability (pitting).
- [8] ISO 6336-3:2006. Calculation of load capacity of spur and helical gears. Part 3: Calculation of tooth bending strength.
- [9] Kawalec A., Wiktor J.: Comparative analysis of tooth-root strength using ISO and AGMA standards in spur and helical gears with FEM-based verification, *J. Mech. Design*, 128 (2006) 1141-1158.
- [10] Timothy J.L., Brian A.S., Robert C.F.: External spur gear root bending stress: A comparison of ISO 6336:2006, AGMA 2101-D04, ANSYS finite element analysis and strain gauge techniques, 111 (2017) 1-9.
- [11] Yanjun P., Ning Z., Pngyuan Q., Mengqi Z., Wang L., Ruchuan Z.: An efficient model of load distribution for helical gears with modification and misalignment, *Mechanism Machine Theory*, 121 (2018) 151-168.

- [12] Chi Z., Changliang C., Liangjin G., Zijie F.: A nonlinear multi-point meshing model of spur gears for determining the face load factor, *Mechanism Machine Theory*, 126 (2018) 210-224.
- [13] Krawiec S., Krawiec M., Leśniewski T.: Correlation of gears strength and methods of determining the coefficient of load distribution along the tooth width, *Lecture Notes in Mechanical Engineering: Proc. 13th Int. Sci. Conf: Computer Aided Engineering*, (2016) 275-284.
- [14] Daffner M., Otto M., Stahl K.: Method of measuring the load distribution of spur gear stages, *J. Adv. Mech. Design, Systems Manuf.*, 11 (2017) 1-10.
- [15] Kamycki W.: Analiza zależności pomiędzy współczynnikami $K_{H\beta}$ i $K_{F\beta}$ nierównomiernego rozkładu obciążenia wzdłuż linii styku w przekładni zębatej, praca dyplomowa magisterska, Wydział Samochodów i Maszyn Roboczych, Politechnika Warszawska, Warszawa 2017.
- [16] Kamycki W., Noga S.: Investigation of the relationship between contact and Root stress distribution of cylindrical involute gear, *Mechanism Machine Theory*, (2019) (wysłano do druku).

COMPUTATION VERIFICATION OF THE SEGMENTAL MODEL OF DEPENDENCIES BETWEEN THE FACTORS OF $K_{H\beta}$ AND $K_{F\beta}$ FOR SPUR GEARS

Summary

This paper deals with the problem of determining the face load factors for spur gears. The authors propose a method used for determination of the correlation between the $K_{H\beta}$ and $K_{F\beta}$ factors, related respectively to load distribution due to contact and load distribution due to bending of the gear tooth. The proposed method allows to analyze deformation and stress in two dimensions, taking into account height and width of the gear tooth. The obtained results were compared with the ISO guidelines regarding the face load factors determination and then the regions of compatibility between the methods were analyzed.

Keywords: toothed wheel, load distribution, face load factor, stress distribution

DOI: 10.7862/10.7862/rm.2019.03

Otrzymano/received: 6.06.2019 r.

Zaakceptowano/accepted: 14.07.2019 r.

Mateusz KONIECZNY¹
Grzegorz GASIAK²

BADANIE WPŁYWU ZAMOCOWANIA KOŁOWEJ PŁYTY PERFOROWANEJ NA KONCENTRACJĘ NAPRĘŻENIA W WARUNKACH DZIAŁANIA CIŚNIENIA HYDROSTATYCZNEGO

W pracy zamieszczono wyniki analizy wpływu warunków brzegowych wynikających z zamocowania na lokalizację stref koncentracji naprężenia w kołowej płycie perforowanej. Rozpatrzono dwa przypadki zamocowania, tj. płytę swobodnie podpartą oraz utwierdzoną. Obciążenie przyjęto w postaci ciśnienia hydrostatycznego. Obliczenia numeryczne prowadzono przy użyciu programu metody elementów skończonych Femap. Płyta posiadała otwory rozmieszczone na dziesięciu okręgach. Na pierwszym okręgu wewnętrznym płyta miała otwory o średnicy 3,5 mm, a na dziesiątym zewnętrznym okręgu otwory o średnicy 20,5 mm. Wyniki obliczeń numerycznych dla płyty swobodnie podpartej porównano z wynikami uzyskanymi dla płyty utwierdzonej. W przypadku płyty swobodnie podpartej maksymalna koncentracja naprężenia wystąpiła w strefie siódmej i była równa 182,30 MPa. Z kolei w płycie o brzegach utwierdzonych maksymalną wartość 71,40 MPa odnotowano w strefie 1.

Słowa kluczowe: płyta kołowa, płyta perforowana, swobodne podparcie, utwierdzenie, naprężenie efektywne, obliczenia numeryczne

1. Wprowadzenie

Współczesne konstrukcje inżynierskie, w porównaniu z ich poprzednikami, charakteryzują się mniejszym współczynnikiem bezpieczeństwa. Precyzyjne obliczenie wytrzymałości doraźnej, sztywności i stateczności, w szczególności cienkościennych elementów konstrukcji, ma zatem coraz większe znaczenie – przede wszystkim w takich dziedzinach techniki, jak inżynieria chemiczna. Istnieje wiele zastosowań płyt perforowanych. Są one wykorzystywane w zbiornikach ciśnieniowych czy aparaturze chemicznej na ściany sitowe wymienników ciepła [1].

W literaturze występuje wiele wyników analiz dotyczących płyt zawierających otwory. Spośród nich należy wymienić następujące: wyznaczanie koncen-

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Mateusz Konieczny, Politechnika Opolska, ul. S. Mikołajczyka 5, 45-271 Opole, e-mail: mateuszmarcinkonieczny@wp.pl

² Grzegorz Gasiak, Politechnika Opolska, e-mail: g.gasiak@po.opole.pl

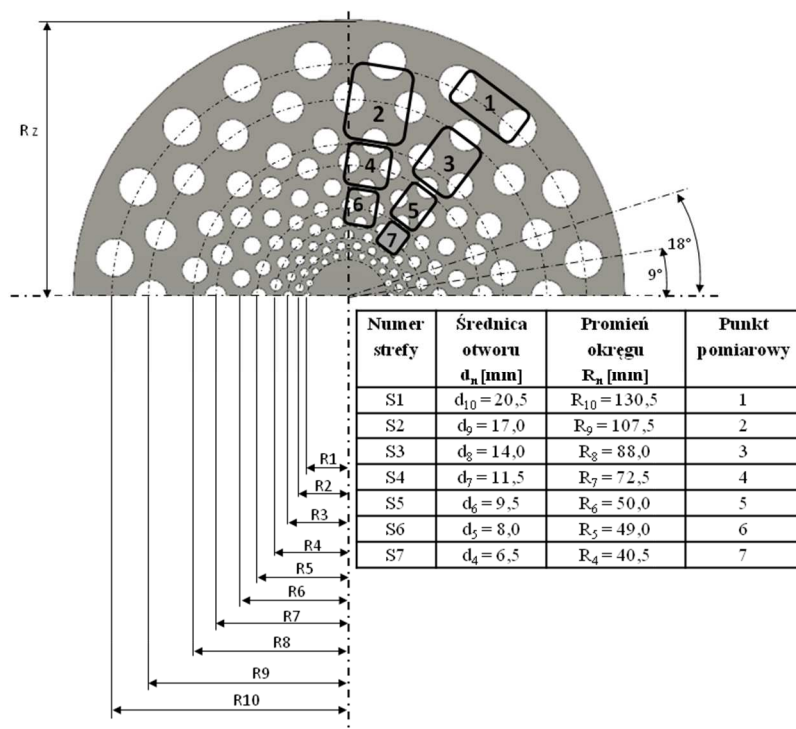
tracji naprężenia, rozkładu ugięcia, stanu odkształcenia, wartości współczynnika koncentracji oraz intensywności naprężenia w płytach perforowanych osłabionych otworami [1-8]. Do oceny zachowania płyt perforowanych pod obciążeniem stosuje się metody: analityczną [2, 4, 5, 9, 10], doświadczalną [11, 12] oraz numeryczną [13-19]. Wykorzystuje się również nowe podejście za pomocą metod numerycznych opierających się na metodzie elementów skończonych (MES). Przykłady stosowania metody elementów skończonych do określenia stanu naprężenia oraz odkształcenia płyt perforowanych podano w pracach [5, 20]. Wykorzystując MES, autorzy publikacji [20] wyznaczyli efektywne, stałe sprężystości, co umożliwiło określenie stanu naprężenia dla dowolnego stanu obciążenia płyty perforowanej. Z kolei w pracy [21] autorzy, zmieniając rozmieszczenie otworów i zwiększając stopniowo obciążenie, określili wartość naprężenia ścinającego dla płyt perforowanych. Przedmiotem badań w pracach [22-24] była numeryczna analiza stanu naprężenia i ugięcia w utwierdzonych oraz swobodnie podpartych, perforowanych płytach prostokątnych, a także kołowych, obciążonych centralnie siłą skupioną. W analizowanych przypadkach uzyskano rozkłady naprężeń na całej powierzchni płyty perforowanej.

Celem pracy jest określenie lokalizacji i wartości maksymalnej naprężenia w kołowej osiowosymetrycznej płycie perforowanej swobodnie podpartej oraz utwierdzonej i obciążonej ciśnieniem hydrostatycznym q_i na całej powierzchni płyty.

2. Materiał i metoda numeryczna

Do obliczeń przyjęto kołową osiowosymetryczną płytę perforowaną o wymiarach: średnica $D = 300$ mm, grubość $h = 5$ mm. Na płycie rozmieszczono 200 otworów o różnych promieniach na 10 okręgach, po 20 otworów na każdym okręgu (rys. 1.). Jako materiał płyty przyjęto blachę stalową gatunku S235JR według PN-EN 1027-1 o następujących parametrach mechanicznych: moduł Younga $E = 200$ GPa, liczba Poissona $\nu = 0,3$. Płytę perforowaną swobodnie podparto oraz utwierdzono na całym obwodzie i obciążono ciśnieniem hydrostatycznym q_i na całej powierzchni płyty (rys. 2. i 3.). Rozpatrzono dwa przypadki płyty obciążonej na powierzchni ciśnieniem hydrostatycznym q_i . W pierwszym przypadku założono warunki brzegowe w postaci swobodnego podparcia na obwodzie płyty. W drugim rozpatrywanym przypadku płytę utwierdzono na obwodzie. Stosowano następujące wartości ciśnienia q_i : $q_1 = 0,01$ MPa; $q_2 = 0,02$ MPa; $q_3 = 0,04$ MPa; $q_4 = 0,06$ MPa; $q_5 = 0,07$ MPa; $q_6 = 0,1$ MPa. Na płycie perforowanej naniesiono siedem stref pomiarowych, tj. S1-S7 (rys. 1.). Obliczenia realizowano za pomocą programu komputerowego Femap [23]. Jest on przeznaczony do zaawansowanych obliczeń numerycznych z użyciem metody elementów skończonych (MES). Bryłę płyty modelowano z zastosowaniem elementu skończonego przestrzennego (3D) pięciościanowego o sześciu węzłach w narożach, tj. Q6

(rys. 4.). Element ten w każdym węźle posiada sześć stopni swobody – trzy przemieszczenia i trzy obroty.

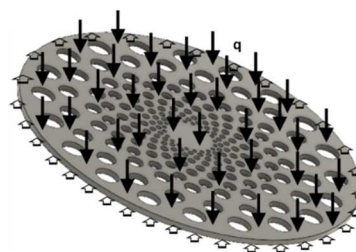


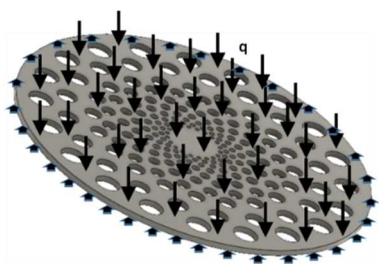
Rys. 1. Model płyty perforowanej z siedmioma strefami pomiarowymi, tj. S1-S7

Fig. 1. Model of perforated plate with seven measuring zones, i.e. S1-S7

Rys. 2. Sposób swobodnego podparcia na całym obwodzie płyty perforowanej oraz wektory ciśnienia hydrostatycznego q_i

Fig. 2. The manner of simply supported the entire perimeter of the perforated plate and distribution of the vectors of hydrostatic pressure q_i

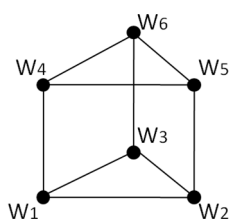




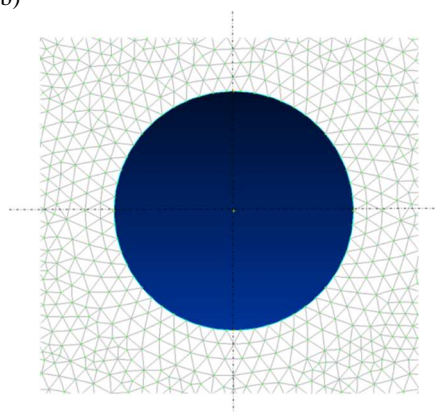
Rys. 3. Sposób utwierdzenia na całym obwodzie płyty perforowanej oraz wektory ciśnienia hydrostatycznego q_i

Fig. 3. The manner of fixing the entire perimeter of the perforated plate and distribution of vectors of the hydrostatic pressure q_i

a)



b)



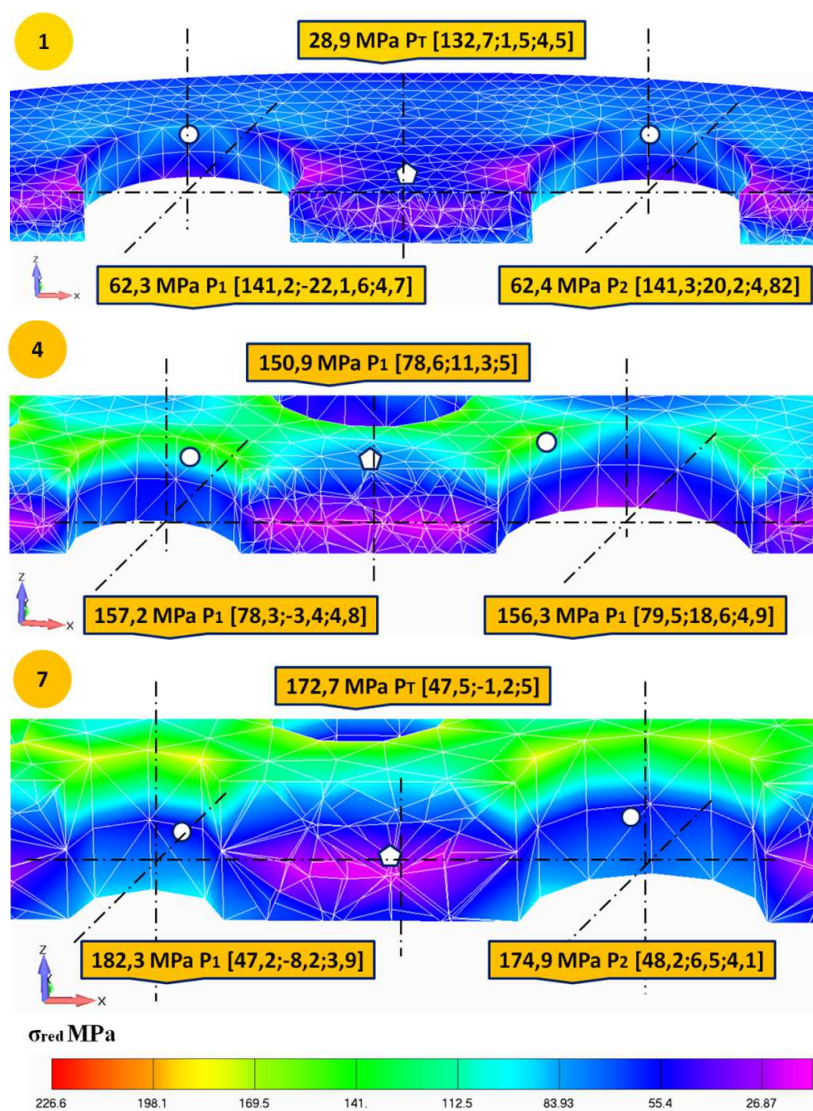
Rys. 4. Element skończony przestrzenny pięciostanowy o sześciu węzłach w narożach od W1 do W6 (a), podział na elementy skończone strefy wokół otworu (b)

Fig. 4. Five-walls spatial finite element with six nodes in the corners, i.e. from W1 to W6 (a), the distribution of finite elements around the hole (b)

3. Wyniki obliczeń

Przedmiotem obliczeń numerycznych był rozkład naprężenia w kołowej osiowosymetrycznej płycie perforowanej, której parametry: wymiar, sposób podparcia oraz sposób obciążenia opisano w pkt 2 (Materiał i metoda numeryczna). W zamieszczonych poniżej wynikach obliczeń numerycznych symbole P_1 i P_2 to miejsca występowania wartości maksymalnych naprężenia efektywnego według hipotezy Hubera-Misesa – oznaczone okręgami z białym wypełnieniem. Punkt P_T jest punktem kontrolnym wyznaczenia wartości naprężenia efektywnego, umiejscowionym na mostku między otworami.

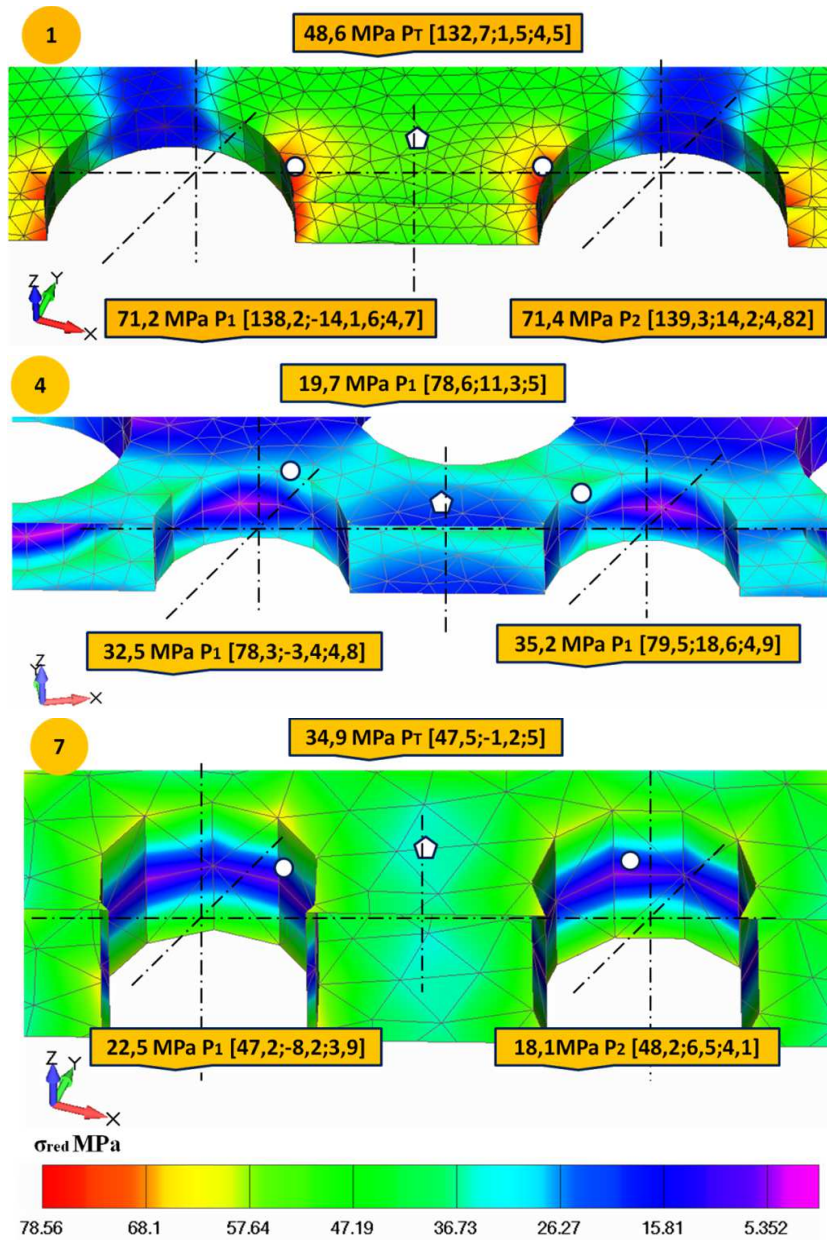
Lokalizację wartości koncentracji naprężenia w wybranych strefach pomiarowych (strefy 1, 4 oraz 7 – rys. 1.) kołowej osiowosymetrycznej płyty perforowanej swobodnie podpartej i obciążonej ciśnieniem $q_6 = 0,1$ MPa przedstawiono na rys. 5. Z kolei lokalizację spiętrzenia naprężeń w wybranych strefach pomiarowych (strefy 1, 4 oraz 7 – rys. 1.) kołowej osiowosymetrycznej płyty perforo-



Rys. 5. Rozkład naprężenia efektywnego według HMM (na rysunkach symbol P_T) w wybranych strefach płyty poddanej działaniu ciśnienia hydrostatycznego o wartości $q_6 = 0,1 \text{ MPa}$; P_1, P_2 są punktami, w których występują największe wartości rozpatrywanego naprężenia efektywnego

Fig. 5. The HMM equivalent stress distribution (symbol P_T in figures) for the plate subjected to hydrostatic pressure of $q_6 = 0,1 \text{ MPa}$; P_1, P_2 are the points for the maximal values of the equivalent stress

wanej utwierdzonej i obciążonej ciśnieniem $q_6 = 0,1 \text{ MPa}$ przedstawiono na rys. 6. Wartości naprężenia efektywnego w poszczególnych strefach zestawiono w tab. 1.



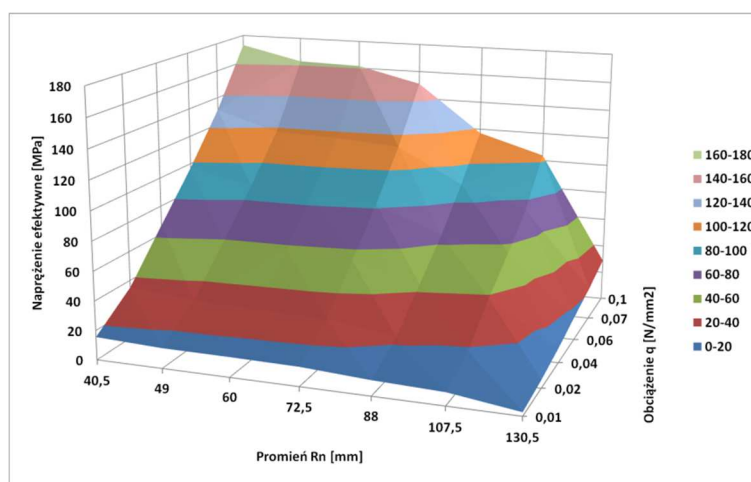
Rys. 6. Rozkład naprężenia efektywnego według HMM (na rysunkach symbol P_T) w wybranych strefach płyty utwierdzonej i obciążonej ciśnieniem hydrostatycznym o wartości $q_6 = 0,1$ MPa; P_1, P_2 są punktami, w których występują największe wartości rozpatrywanego naprężenia

Fig. 6. The HMM equivalent stress distribution (symbol P_T in figures) for the plate fixed and loaded by hydrostatic pressure equal $q_6 = 0,1$ MPa; P_1, P_2 follows points for the maximal values of the stress considered

Tabela 1. Wartości naprężenia efektywnego w strefach pomiarowych
 Table 1. The values of equivalent stress in the measuring zones

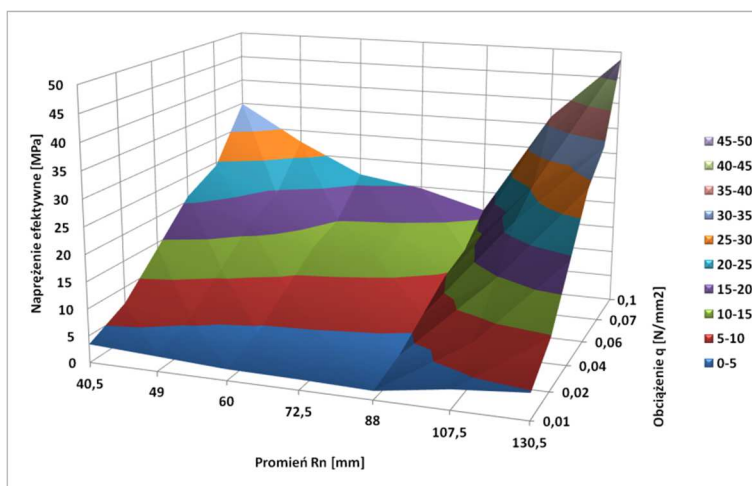
Numer strefy	Wartość naprężenia efektywnego σ_e , MPa	
	σ_e^S dla płyty swobodnie podpartej	σ_e^U dla płyty utwierdzonej
S1	28,90	48,60
S2	103,83	36,50
S3	117,11	16,20
S4	150,90	19,70
S5	161,58	21,60
S6	162,63	27,60
S7	172,70	34,90

Porównanie wartości naprężenia efektywnego według hipotezy Hubera-Misesa, uzyskanych obliczeniowo metodą elementów skończonych w kołowej osiowosymetrycznej płycie perforowanej swobodnie podpartej oraz utwierdzonej na całym obwodzie i obciążonej ciśnieniem hydrostatycznym q_i na całej powierzchni płyty przedstawiono na rys. 7-9.



Rys. 7. Rozkład naprężenia efektywnego σ_e^S według kryterium wyężeniowego Hubera-Misesa dla kołowej osiowosymetrycznej płyty perforowanej, swobodnie podpartej i obciążonej ciśnieniem hydrostatycznym q_i , wyznaczony numerycznie, gdzie S – swobodne podparcie

Fig. 7. Distribution of the equivalent stress σ_{eq}^S using the Huber-Mises hypothesis for a circular axisymmetric perforated plate, simply supported and loaded with hydrostatic pressure q_i , numerically determined, where S – simply supported

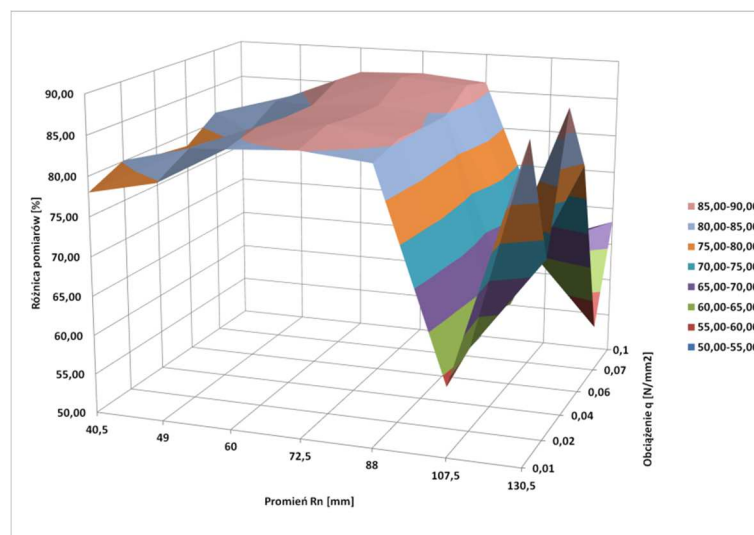


Rys. 8. Rozkład naprężenia efektywnego σ_e^U według kryterium wyężeniowego Hubera-Misesa dla kołowej osiowosymetrycznej płyty perforowanej, utwierdzonej i obciążonej ciśnieniem hydrostatycznym q_i , wyznaczony numerycznie, gdzie U – utwierdzenie

Fig. 8. Distribution of the equivalent stress σ_{eq}^U using the Huber-Misses hypothesis for circular axisymmetric perforated plate, fixed and loaded with hydrostatic pressure q_i , numerically determined, where U – fixed

Uzyskane wyniki obliczeń wskazują, że warunki brzegowe podparcia płyty perforowanej wywierają istotny wpływ na rozkład i wartości naprężenia efektywnego. Swobodne podparcie kołowej osiowosymetrycznej płyty perforowanej na całym obwodzie powoduje znaczne zwiększenie wartości naprężenia w odniesieniu do płyty perforowanej utwierdzonej na całym obwodzie. W przypadku działania ciśnienia o wartościach: $q_1 = 0,01$ N/mm²; $q_2 = 0,02$ N/mm²; $q_3 = 0,04$ N/mm²; $q_4 = 0,06$ N/mm²; $q_5 = 0,07$ N/mm²; $q_6 = 0,1$ N/mm² w strefie siódmej przy promieniu otworu $d_4 = 6,5$ mm i promieniu okręgu, na którym znajduje się otwór $R_4 = 40,5$ mm, różnice między wartościami naprężenia efektywnego przy dwóch wariantach warunków brzegowych wynosiły odpowiednio: $\delta\sigma_e = 78,01\%$, $\delta\sigma_e = 80,11\%$, $\delta\sigma_e = 79,00\%$, $\delta\sigma_e = 78,40\%$, $\delta\sigma_e = 81,34\%$, $\delta\sigma_e = 79,79\%$.

W przypadku swobodnego podparcia płyty perforowanej w pierwszej strefie przy promieniu otworu $d_{10} = 20,5$ mm i promieniu okręgu, na którym znajduje się otwór $R_{10} = 130,5$ mm maksymalna wartość naprężenia efektywnego $\sigma_{e \max} = 62,40$ MPa. W strefie siódmej przy promieniu otworu $d_4 = 6,5$ mm i promieniu okręgu, na którym znajduje się otwór $R_4 = 40,5$ mm (najbliższej centralnej części płyty perforowanej) $\sigma_{e \max}$ było równe 182,30 MPa. W przypadku utwierdzenia płyty perforowanej, w pierwszej strefie przy promieniu otworu $d_{10} = 20,5$ mm i promieniu okręgu, na którym znajduje się otwór $R_{10} = 130,5$ mm maksymalna wartość naprężenia efektywnego $\sigma_{e \max} = 71,40$ MPa. W strefie siódmej przy promieniu otworu $d_4 = 6,5$ mm i promieniu okręgu, na którym znajduje się otwór



Rys. 9. Rozkład procentowej różnicy między wartościami naprężenia efektywnego $\delta\sigma_e$ dla kołowej osiowosymetrycznej płyty perforowanej, swobodnie podpartej oraz utwierdzonej i obciążonej ciśnieniem hydrostatycznym q_i , wyznaczony numerycznie

Fig. 9. Distribution of the percentage difference between values of the equivalent stress $\delta\sigma_{eq}$ for circular axisymmetric perforated plate, simply supported and fixed under hydrostatic pressure q_i , numerically determined

$R_4 = 40,5$ mm (najbliższej centralnej części płyty perforowanej) wartość naprężenia efektywnego σ_{red} była kilkakrotnie mniejsza niż w innych obszarach. Wynika z tego, że nie tylko warunki brzegowe podparcia płyty mają istotny wpływ na rozkład naprężenia efektywnego w płycie perforowanej, ale również średnica otworu. Znaczne wartości naprężenia efektywnego σ_e są z reguły przyczyną tworzenia się mikropęknięć w strefie otworu. W przypadku działania obciążenia zmiennego cyklicznie mikropęknięcia zaczynają nukleować, rozwijać się, łączyć i w konsekwencji prowadzą do zniszczenia elementu maszyny lub elementu konstrukcji. W związku z tym bardzo istotne staje się wyznaczenie maksymalnej wartości naprężenia oraz miejsca koncentracji.

4. Podsumowanie

Warunki brzegowe podparcia kołowej osiowosymetrycznej płyty perforowanej oraz średnica otworu mają istotny wpływ na rozkład naprężenia. Najbardziej niebezpiecznym miejscem w kołowej osiowosymetrycznej płycie perforowanej podpartej swobodnie, charakteryzującym się największą koncentracją naprężenia, jest strefa siódma. W przypadku płyty utwierdzonej miejscem tym jest strefa pierwsza.

Największa różnica procentowa w wartościach naprężenia efektywnego, przy rozpatrywanych dwóch wariantach warunków brzegowych, wyniosła ok. 89%. Ocenę stanów elementów osiowosymetrycznych o charakterystycznej geometrii, poddanej działaniu obciążenia, należy prowadzić na podstawie analizy rozkładu naprężenia i poszukiwania stref jego koncentracji.

Literatura

- [1] Chudzik A., Świnarski J.: Effect of changes in the thickness of a perforated plate of the heat exchanger on its structural stability, *J. Theor. Appl. Mech.*, 42 (2004) 325-334.
- [2] Achtelik H., Gasiak G., Grzelak J.: Strength tests of axially symmetric perforated plates for chemical reactors: Part 1 – The simulation of stress state, *Int. J. Pressure Vessels Piping*, 85 (2008) 248-256.
- [3] Achtelik H., Gasiak G., Grzelak J.: Strength tests of axially symmetric perforated plates for chemical reactors: Part 2 – Experiments, *Int. J. Pressure Vessels Piping*, 85 (2008) 257-264.
- [4] Achtelik H., Gasiak G., Grzelak J.: Wytężenie i nośność płyt perforowanych obciążonych osiowosymetrycznie, *Studia i Monografie*, z. 171, OW PO, Opole 2005.
- [5] Achtelik H., Gasiak G., Sojka M.: Topografia trwałości zmęczeniowej kwadratowych płyt perforowanych przy obciążeniach cyklicznych, *XXI Symp. Zmęczenie i Mechanika Pękania*, Bydgoszcz 2006, ss. 13-21.
- [6] Chudzik A., Niezgodziński T.: Badania płyt perforowanych z włóczonymi rurkami, *XIX Symp. Mechaniki Eksperymentalnej Ciała Stałego*, Jachranka 2000, ss. 410-415.
- [7] Niezgodziński M.E.: Obliczanie grubości ścian sitowych w zbiornikach ciśnieniowych, *Przegląd Mechaniczny*, z. 3 (1973) 102-105.
- [8] Niezgodziński M.E., Zwoliński W.: Obliczanie den sitowych usztywnionych przez płaszcz zbiornika, *Przegląd Mechaniczny*, z. 8 (1973) 273-275.
- [9] Cepkauskas M., Yang J.: Equivalent properties for perforated plates – an analytical approach, *18th Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology*, Beijing, 2005, pp. 1225-1235.
- [10] Meijers P.: Refined theory for bending and torsion of perforated plates. *J. Pressure Vessels Technol.*, 108 (1986) 425-429.
- [11] Ledwoń W., Achtelik H.: Experimental analysis of the state of stress of the axisymmetric perforated plates loaded with hydrostatic pressure, *Proc. 13th Int. Sci. Conf.*, Wrocław 2016, pp. 331-341.
- [12] Marne R.A.: Stress analysis of a perforated plate through experimental and computational methods, *Int. Eng. Res. J.*, 1 (2015) 482-487.
- [13] Baaijens F.P.T., Brekelmans W.A.M., Van Rens B.J.E.: Homogenization of the elastoplastic behavior of perforated plates, *Computer Structures*, 69 (1998) 537-545.

- [14] Dharmin P., Khushbu P.: A Review on stress analysis of an infinite plate with cut-outs, *Int. J. Sci. Res. Publications*, 2 (2012) 2250-3153.
- [15] Minguez J.M., Vogvell J.: Plater with holes under lateral load pressure. *Eng. Failure Analysis*, 4 (1998) 299-315.
- [16] Nakayama Y., Kodama A.: FEM analysis on elastic-plastic deformation of perforated sheets, *Metals Mater.*, 4 (1998) 319-321.
- [17] Purba R., Bruneau M.: Finite-Element investigation and design recommendations for perforated steel plate shear walls, *J. Structural Eng.*, 11 (2009) 1367-1376.
- [18] Shaterzadeh A., Behzad H., Shariyad M.: Stability analysis of composite perforated annular sector plates under thermomechanical loading by finite element method, *Int. J. Structural Stability Dynamics*, 18 (2010) 18501100.
- [19] Wastar S.D., Bharule A.: Stress analysis of finite plate with special shaped cutout, *I. J. Sci. Eng. Res.*, 3 (2014) 2347-3878.
- [20] Al-Hassami T.S., Karami K., Webb D.C.: Use of FEM in performance assessment of perforated plates subject to general loading conditions, *J. Pressure Vesels Piping*, 64 (1995) 137-152.
- [21] Andh U., Chavan S., Kulkarni S., Khurd S.: Stress analysis of perforated plates under uniaxial compression using FEA and photoelasticity, *Int. Res. J. Eng. Technol.*, 3 (2016) 239-244.
- [22] Gasiak G., Ledwoń W.: Analiza numeryczna stanu naprężenia i ugięcia płyt perforowanych obciążonych siłą skupioną, *Górnictwo odkrywkowe*, Opole 2014, ss. 250-253.
- [23] Gasiak G., Ledwoń W.: Stan naprężenia i przemieszczenia prostokątnych płyt perforowanych poddanych obciążeniu normalnemu, *Konf. Problemy Rozwoju Maszyn Roboczych*, Zakopane 2014, ss. 69-70.
- [24] Ledwoń W.: Numerical analysis of stress state and sag perforated plates loaded pressure introduction, *Logistyka*, 4 (2014) 9391-9396.

INFLUENCE FIXING MANNOR FOR CIRCULAR PERFORATED PLATES ON STRESS CONCENTRATION HYDROSTATIC PRESSURES

S u m m a r y

The paper presents the influence of boundary conditions on the location of stress concentration zones and theirs values employing a circular axisymmetric perforated plate, simply supported and fixed and loaded with hydrostatic pressure. The finite element method offered by the Femap software was used for numerical calculations. The test plate with diameter $D = 300$ mm had ten holes. On the first inner measuring circle, the plate had openings with diameter $d_1 = 3,5$ mm and holes on the tenth outside circle with diameter $d_{10} = 20,5$ mm. The results of numerical calculations for a plate with simply supported were compared with the results obtained for the fixed plate. In the case of a simply supported plate, the maximum stress concentration occurred in zone 7 and was

represented by value of $\sigma_{eq\ max} = 182,30$ MPa. In the case of plate with bounded edges, the maximum value of stress occurred in zone 1 and was equal to $\sigma_{eq\ max} = 71,40$ MPa.

Keywords: circular plate, perforated plate, simply supported, fixed, equivalent stress, numerical calculation

DOI: 10.7862/ rm.2019.04

Otrzymano/received: 11.01.2019 r.

Zaakceptowano/accepted: 24.06.2019 r.

Przemysław KWOLEK¹
Marek GÓRAL²
Anna POZNAŃSKA³
Małgorzata WIERZBIŃSKA⁴
Kamil OCHAŁ⁵

REGENERACJA WARSTW ALUMINIDKOWYCH NA PODŁOŻU NADSTOPÓW NIKLU STOSOWANYCH NA ŁOPATKI SILNIKÓW LOTNICZYCH

W artykule przedstawiono wybrane metody usuwania dyfuzyjnych warstw aluminidkowych stosowanych do ochrony powierzchni łopatek turbin silników lotniczych przed oddziaływaniem korozji wysokotemperaturowej. Scharakteryzowano opracowane dotychczas chemiczne i elektrochemiczne metody rozpuszczania warstw aluminidkowych. Na podstawie analizy danych literaturowych wytypowano 3 roztwory: kwasu siarkowego(VI) o stężeniu 25% mas., mieszaninę stężonego kwasu solnego (40% obj.) i etanolu (60% obj.) oraz mieszaninę stężonych kwasów ortofosforowego (50% obj.), octowego (25% obj.), azotowego (25% obj.). Przeprowadzono badania kinetyki rozpuszczania modelowej warstwy aluminidkowej modyfikowanej cyrkonem na podłożu stopu Inconel 100. Wykazano, że niezależnie od zastosowanych roztworów, rozpuszczanie następuje równomiernie na powierzchni warstwy. Stwierdzono, że największą skutecznością w usuwaniu warstw cechowała się mieszanina kwasów: ortofosforowego, octowego i azotowego, w której rozpuszczenie warstwy aluminidkowej następowało po ok. 80 min.

Słowa kluczowe: warstwa aluminidkowa, regeneracja warstw, rozpuszczanie, łopatki turbin, nadstopy, Inconel 100

1. Wprowadzenie

Nadstopy niklu są obecnie najpopularniejszym materiałem stosowanym do wytwarzania łopatek wirujących turbiny, pracujących w części gorącej silników lotniczych i energetycznych turbin gazowych. Muszą one spełnić wysokie wymagania dotyczące właściwości wytrzymałościowych w warunkach wysokiej

¹ Przemysław Kwolek, Politechnika Rzeszowska, e-mail: pkwolek@prz.edu.pl

² Autor do korespondencji/corresponding author: Marek Góral, Politechnika Rzeszowska, Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, e-mail: mgoral@prz.edu.pl

³ Anna Poznańska, Politechnika Rzeszowska

⁴ Małgorzata Wierzińska, Politechnika Rzeszowska, e-mail: mwierzb@prz.edu.pl

⁵ Kamil Ochał, Politechnika Rzeszowska, e-mail: kochal@prz.edu.pl

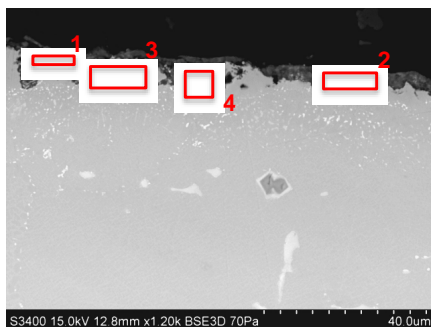
temperatury i korozji. W tym celu na ich podłożu wytwarzane są metaliczne warstwy ochronne – typu MCrAlY (M = Ni lub Co) lub β -NiAl, także powłokowe bariery cieplne TBC (*ang. Thermal Barrier Coatings*) złożone z tlenków ZrO_2 i Y_2O_3 . Warstwy aluminidkowe o grubości kilkudziesięciu μm są wytwarzane w procesach: kontaktowo-gazowym (*ang. pack cementation*), gazowym bezkontaktowym (*ang. out of pack*) lub chemicznego osadzania z fazy gazowej CVD (*ang. Chemical Vapour Deposition*). Wytworzona warstwa jest złożona z dwóch stref: zewnętrznej – złożonej z kryształów fazy β -NiAl oraz wewnętrznej – dyfuzyjnej. Podczas eksploatacji na powierzchni warstwy aluminidkowej na łopatkę tworzy się zgorzelina złożona z tlenków (aluminium i innych metali), a także spineli (mikroobszar 1., 2. na rys. 1., tab. 1.). Jednocześnie warstwa aluminidkowa ulega zubożeniu w aluminium (mikroobszar 3., 4. na rys. 1., tab. 1.). Ze względów ekonomicznych zużyte łopatki poddaje się procesowi regeneracji. Wymaga on usunięcia warstwy β -NiAl i wytworzenia nowej. Warstwy aluminidkowe mogą być usuwane z powierzchni łopatek przez obróbkę strumieniowo-ścierną. Niestety prowadzi ona do zmniejszenia grubości ich ścianek i tym samym pogorszenia właściwości mechanicznych łopatek. Stąd większe znaczenie przy usuwaniu warstw aluminidkowych mają metody chemiczna i elektrochemiczna, które są mniej pracochłonne i w pewnych warunkach umożliwiają usunięcie warstwy bez naruszenia podłoża. Proces roztwarzania prowadzony jest również w przypadku nowych łopatek, gdy wytworzone warstwy aluminidkowe nie spełniają wymagań dotyczących m.in. ich grubości.

Tabela 1. Wyniki analizy składu chemicznego w mikroobszarach przedstawionych na rys. 1.

Table 1. The results of chemical composition analysis results from areas presented in fig. 1.

Mikroobszar	Zawartość pierwiastków, % at.										
	O*	Mg	Al	Si	Ca	Ti	Cr	Fe	Co	Ni	Mo
1	49,9	1,7	23,4	2,7	0,7	3,6	3,8	3,4	-	10,3	0,6
2	51,9	-	24,3	1,4	-	3,1	8,4	-	-	10,1	0,8
3	-	-	22,9	2,2	-	1,8	3,3	-	3,0	65,5	1,2
4	-	-	27,7	1,8	-	1,2	3,6	-	4,1	60,7	0,9

* zawartość obliczona na podstawie stechiometrii.



Rys. 1. Mikrostruktura warstwy aluminidkowej na podłożu łopatkę ze stopu ZS6K po eksploatacji z zaznaczonymi mikroobszarami analizy składu chemicznego

Fig. 1. Microstructure of aluminide coating on turbine blades made of ZS6K alloy after exploitation with marked areas of chemical composition analysis

2. Metody usuwania warstw aluminidkowych

Proces regeneracji zużytych łopatek wymaga usunięcia z ich powierzchni zanieczyszczeń zawierających m.in. siarkę, powstających podczas spalania paliwa lotniczego. Stąd łopatki są poddawane wstępnemu trawieniu w wodnym roztworze kwasu octowego o stężeniu 4-6% mas., w temperaturze 65°C w czasie 2-4 h. W tych warunkach warstwa aluminidkowa nie ulega roztwarzaniu [1]. Powłokowa bariera cieplna TBC jest usuwana podczas krótkotrwałej ($t < 1$ min) obróbki strumieniowo-ściernej łopatki jednocześnie z warstwą tlenków TGO α -Al₂O₃. Używane zwykle ścierniwa to Al₂O₃, SiO₂ lub pył stalowy o średnicy ziarn < 150 μ m, a ciśnienie powietrza wynosi 0,1-0,4 MPa [2-5]. Fazy tlenkowe mogą również zostać usunięte z powierzchni łopatki podczas trawienia w roztworze alkalicznym w autoklawie (ciśnienie 0,7-21 MPa, $T = 150$ -250°C) [6]. Tak przygotowane łopatki są poddawane procesowi trawienia, podczas którego następuje rozpuszczenie warstwy aluminidkowej. Proces usuwania warstwy aluminidkowej powinien się cechować [2]:

- selektywnością – dopuszczalna jest niewielka korozja ogólna podłoża (ubytek masy < 4 mg/cm²), na powierzchni łopatki nie powinno być śladów korozji wżerowej, której przebieg może spowodować znaczne pogorszenie właściwości mechanicznych wyrobu,
- dużą kinetyką w temperaturze pokojowej – pozwala to uniknąć nadmiernego parowania odczynników chemicznych i zmniejsza koszty prowadzenia procesu,
- małą toksycznością – stosowane odczynniki chemiczne powinny być bezpieczne do stosowania i łatwe w utylizacji,
- małą podatnością na zaburzenia składu chemicznego roztworu, możliwością jego regeneracji.

Ścisłe spełnienie wspomnianych wymagań jest trudne. Z uwagi na zbliżone właściwości chemiczne materiału podłoża i warstwy aluminidkowej, selektywność może być trudna do osiągnięcia. Odporność chemiczna β -NiAl wymaga długotrwałego (kilka-, kilkanaście godzin) trawienia w gorących roztworach wodnych kwasów nieorganicznych. Skomplikowana geometria łopatek może prowadzić do niecałkowitego rozpuszczenia warstwy aluminidkowej lub lokalnie intensywnej korozji podłoża. Konieczne może być pracochłonne maskowanie fragmentów powierzchni obrabianych elementów.

Podczas trawienia warstwa aluminidkowa ulega procesowi korozji selektywnej – atomy Al przechodzą do roztworu, pozostaje porowata struktura wzbogacona w Ni. Jej odpadaniu sprzyja intensywne mieszanie roztworu (mechaniczne lub za pomocą ultradźwięków). Całkowite usunięcie pozostałości warstwy aluminidkowej jest osiągane podczas krótkotrwałej (30 s-3 min) obróbki strumieniowo-ściernej [2, 7]. W celu uniknięcia nadmiernych strat metalu i zmniejszenia powierzchni przekroju poprzecznego łopatki, po usunięciu warstwy aluminidkowej

można pozostawić strefę dyfuzyjną i tak przygotowane łopatki poddać ponownemu procesowi aluminiowania.

Proces rozpuszczania warstw aluminidkowych w większości przypadków jest prowadzony w wodnych roztworach kwasów nieorganicznych zawierających dwa lub więcej składników (oprócz rozpuszczalnika). Wśród roztworów zawierających (oprócz wody) tylko jeden rodzaj kwasu należy wskazać: kwas siarkowy(VI) H_2SO_4 o stężeniu 25% mas. i heksafluorocyrykonowy(IV) H_2ZrF_6 (45% mas.). Pierwszy z nich umożliwia usunięcie warstwy o grubości 50 μm w czasie $t = 30$ min, $T = 49^\circ C$, przy nieznacznym przebiegu korozji lokalnej [8, 9]. Podstawową zaletą drugiego jest mniejsza kinetyka roztwarzania i stąd możliwość usunięcia warstwy zewnętrznej – kryształów fazy β -NiAl i pozostawienia nienaruszonej strefy dyfuzyjnej. Czas potrzebny do usunięcia warstwy aluminidkowej o grubości 50 μm w temperaturze $45^\circ C$ to 40 min, po 120 min stwierdzono tylko nieznaczne roztworzenie warstwy dyfuzyjnej. W podwyższonej temperaturze ($70^\circ C$) usunięcie warstwy aluminidkowej nastąpiło po 30 min, natomiast po 120 min – również warstwy dyfuzyjnej [7]. Jednocześnie kwas heksafluorocyrykonowy jest znacznie droższy i bardziej toksyczny w porównaniu z kwasem siarkowym(VI).

Częściej stosowane są mieszaniny dwóch lub więcej kwasów nieorganicznych. Wstępne usunięcie warstwy aluminidkowej z łopatek osiągnięto w mieszaninie kwasów: azotowego(V) HNO_3 (33% mas.) i ortofosforowego(V) H_3PO_4 (43% mas.) o temperaturze $80^\circ C$ po 1-4 h trawienia. W drugim etapie trawienie prowadzono w roztworze kwasu solnego o stężeniu 7-14% mas., $T = 70^\circ C$, przez 30-60 min. Zastosowanie HCl może prowadzić do wystąpienia korozji lokalnej podłoża [8, 9]. Dlatego zamiast roztworu kwasu solnego można zastosować roztwór alkaliczny o składzie chemicznym: NaOH 8-11% mas., Na_2CO_3 8-11% mas., $KMnO_4$ 4-6% mas. i temperaturze $T = 80^\circ C$. Zadowalające efekty uzyskano po $t = 30$ min, trawienia [3]. Zastosowanie kwasu heksafluorokrzemowego(IV) znacznie wydłuża czas trawienia. Dla roztworu zawierającego H_2SiF_6 (17% mas.) i H_3PO_4 (27% mas.) warstwy aluminidkową i dyfuzyjną usunięto po 13 h trawienia w temperaturze $70^\circ C$ [10].

Do rozpuszczania warstw aluminidkowych są również używane roztwory zawierające kwas fluorowodorowy HF. Jednak zbyt duże jego stężenie ($> 5\%$ mas.) prowadzi do pasywacji warstwy aluminidkowej – na jej powierzchni tworzy się trudno rozpuszczalny fluorek niklu(II) NiF_2 , który utrudnia bądź uniemożliwia jej usunięcie. Jednocześnie jony fluorkowe obecne w roztworze mogą wywoływać korozję wżerową podłoża. Dla nadstopów niklu zawierających $> 15\%$ mas. Cr stosowano roztwór o składzie chemicznym: HF 2% mas., HNO_3 8% mas. Czas trawienia w temperaturze $49-60^\circ C$ wynosił 15-60 min [2]. Stopy o mniejszej zawartości chromu ulegały w tych warunkach korozji. Stąd zamiast kwasu fluorowodorowego do roztworu HNO_3 wprowadzono wodorofluorek amonu NH_4HF_2 o stężeniu 1,5% mas. Dobrą zwilżalność warstwy aluminidkowej

przez roztwór trawiący zapewnia środek powierzchniowo czynny, np. tlenek etylenu o stężeniu 0,01-0,5% mas. Czas trawienia to 15-60 min w roztworze o temperaturze 24°C [2]. Te same składniki znajdują się w dostępnym na rynku roztworze ASC 2-N (APV Engineered Coatings) [11]. Dalsze zmniejszenie stężenia jonów fluorkowych F⁻ pozwala usuwać warstwę aluminidkową bez naruszania warstwy dyfuzyjnej. Zastosowano roztwór wodny NH₄F o stężeniu 0,027% mas. i HNO₃ 21% mas. Czas roztwarzania warstwy o grubości 50 μm w temperaturze pokojowej to 30 min [2].

Stosowane są również roztwory o większej liczbie składników, np. zawierające kwasy ortofosforowy(V), azotowy(V) i octowy CH₃COOH o stężeniu odpowiednio: 49, 16 i 18% mas. Stwierdzono, że największy wpływ na kinetykę procesu trawienia ma pierwszy z nich. Warstwa aluminidkowa o grubości 50 μm ulega w nim rozтворzeniu w czasie 20 min, zakres temperatury jego pracy to 54-104°C. Jednocześnie nawet po 20 h trawienia na powierzchni podłoża nie stwierdzono obecności śladów świadczących o jego korozji międzykrystalicznej. W celu poprawy warunków bezpieczeństwa pracy zamiast kwasu octowego można zastosować kwas chlorooctowy [12]. Do mieszaniny kwasów nieorganicznych można wprowadzać sole metali o właściwościach utleniających. Usuwanie warstwy aluminidkowej w roztworze o składzie chemicznym: HNO₃ 33-35% mas, HCl 3-4% mas., H₂SO₄ 0,1-2% mas., CuSO₄ < 0,2% mas., FeCl₃ 0,1-0,3% mas. trwa kilkadziesiąt godzin w temperaturze pokojowej i wymaga naprzemiennego trawienia (20-24 h) i obróbki strumieniowo ścierną łopatką. Podwyższanie temperatury sprzyja zwiększeniu kinetyki rozpuszczania warstwy aluminidkowej. Jednak dla uniknięcia korozji wżerowej podłoża nie powinna ona przekroczyć 60°C [13, 14].

Usuwanie warstw aluminidkowych można również prowadzić w roztworach zawierających związki organiczne, m.in. kwasy sulfonowe. Zawierają one grupę sulfonową SO₃H połączoną z łańcuchem lub pierścieniem węglowodorowym. Są one mocniejszymi kwasami od kwasów karboksylowych, jednocześnie dobrze rozpuszczalnymi w wodzie związkami powierzchniowo czynnymi. Stwierdzono, że do usuwania powłok aluminidkowych nadają się kwasy: metano-, etano-, benzeno-, tolueno- i naftalenosulfonowy. Spośród nich najskuteczniejszy okazał się wodny roztwór kwasu metanosulfonowego o stężeniu 50% mas. i temperaturze 45°C. Czas potrzebny do rozтворzenia warstwy aluminidkowej o grubości 50 μm wynosi 45 min. Niestety w tych warunkach podłoża ulega korozji ogólnej [8, 9]. Do roztworów kwasu metanosulfonowego można wprowadzać związki nieorganiczne: kwasy i sole. Warstwa aluminidkowa o grubości 50 μm ulega rozтворzeniu w czasie 4 h, w roztworze wodnym zawierającym kwas metanosulfonowy (38% mas.) i kwas solny (15% mas.) o temperaturze 50°C. Stosowane dodatki fosforanu(I) sodu (2% mas.) lub fluorku aluminium (3%) nie wpływają znacząco na kinetykę usuwania warstw aluminidkowych [8].

Proces rozpuszczania warstw aluminidkowych można również prowadzić w roztworze zawierającym 19% mas. HCl, 50% mas. alkoholu etylowego i wody

zawartej w stężonym roztworze kwasu. Czas trawienia warstwy o grubości 50 μm to 45 min, $T = 45^\circ\text{C}$. Alkohol etylowy zmniejsza agresywność kwasu względem podłoża metalicznego i poprawia zwilżalność warstwy przez roztwór. Zamiast alkoholu etylowego można zastosować alkohol metylowy lub izopropylowy [8, 9]. Dobre wyniki daje zastosowanie naprzemiennego trawienia – najpierw w mieszaninie kwasu solnego i alkoholu etylowego ($t = 10$ min), następnie w roztworze kwasu metanosulfonowego ($t = 45$ min) w temperaturze pokojowej [8, 9].

Warstwy aluminidkowe można usuwać w procesie elektrolizy. Element z wytworzoną warstwą jest podłączony do dodatniego bieguna źródła prądu stałego i stanowi anodę w procesie elektrolizy. Jako katodę można zastosować np. siatkę z tytanu. Użycie katody odwzorowującej kształt anody zapewnia równomierny rozkład gęstości prądu i równomierne rozpuszczanie warstwy aluminidkowej. Roztwór stosowany do usuwania warstw aluminidkowych składa się z rozpuszczalnika i elektrolitu zapewniającego jego dobre przewodnictwo elektryczne. Rozpuszczalnikiem może być woda lub mieszanina wody z glikolem dietylenowym, gliceryną, węglanem etylenu, glikolem propylenowym lub etylenowym. Elektrolity można podzielić na dwie grupy. W pierwszej występują związki chemiczne o korozyjnym działaniu względem podłoża metalicznego. W nawiasach podano przykładowe ich stężenie w roztworach do elektrochemicznego usuwania warstw aluminidkowych: HNO_3 (8% mas.), H_3PO_4 (8%), HCl (5% mas.), $\text{CH}_3\text{SO}_3\text{H}$ (10% mas.), NaOH 10% (mas.), NH_4OH (10% mas.), mieszaniny kwasów, np. azotowego(V) i ortofosforowego. W drugiej grupie występują sole, które nie wykazują działania korozyjnego względem podłoża: NaCl (10% mas.), MgSO_4 (10% mas.), Na_2CO_3 (5% mas.), NaNO_3 (10% mas.), KCl (10% mas.), NH_4Cl (15% mas.) [15].

Istotne parametry procesu wpływające na kinetykę rozpuszczania warstwy aluminidkowej to odległość pomiędzy anodą i katodą (zwykle od kilku do kilkadziesiąt cm), temperatura roztworu (preferowana jest pokojowa) i intensywne jego mieszanie. Proces usuwania warstwy jest prowadzony przy stałym napięciu, np. w zakresie 1,5-2,5 V, natężenie prądu elektrycznego zmniejsza się w czasie. Stwierdzono, że usunięcie warstwy o grubości 50 μm w roztworze wodnym kwasu azotowego i chlorku sodu, ewentualnie kwasu solnego, w temperaturze 24°C następuje w czasie 5-6 min [15, 16].

3. Analiza kinetyki procesu usuwania warstw aluminidkowych

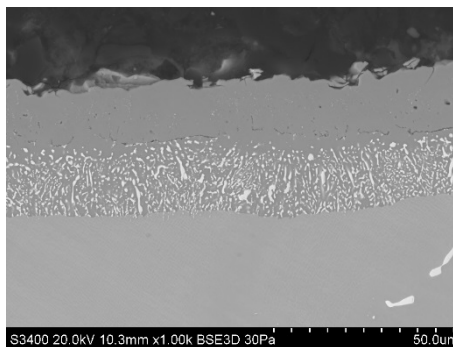
Ustalając skład chemiczny roztworu odpowiedni dla procesu usuwania warstw aluminidkowych, należy uwzględnić nie tylko kinetykę procesu roztwarzania, ale również koszty odczynników chemicznych, aspekty ochrony środowiska i bhp. Roztwory zawierające kwas heksafluorocyrykonowy i heksafluorokrzemowy pozwalają selektywnie usuwać warstwę aluminidkową bez strefy dyfuzyjnej, ale cechują się dużą toksycznością – podobnie roztwory zawierające kwas fluorowodorowy bądź fluorki. Kwas metanosulfonowy jest z kolei znacznie

droższy w porównaniu z kwasami nieorganicznymi. Stąd na podstawie analizy dostępnej literatury do badań kinetyki roztwarzania warstw aluminidkowych wytypowano 3 roztwory:

- 1) kwasu siarkowego(VI) (25% mas.),
- 2) kwasów: ortofosforowego (49% mas.), azotowego(V) (16% mas.) i octowego (18% mas.),
- 3) kwasu solnego (19% mas.) w alkoholu etylowym.

Pozwalają one usunąć warstwę aluminidkową o grubości 50 μm w czasie < 1,5 h w temperaturze < 50°C [8, 9, 12].

W prowadzonych badaniach własnych procesowi trawienia poddano warstwy aluminidkowe modyfikowane cyrkonem o grubości ok. 36 μm , wytworzone w niskoaktywnym procesie CVD na podłożu próbek o średnicy 20 mm, ze stopu Inconel 100. Cechowały się one zawartością Al w strefie zewnętrznej, wynoszącą 39% at. (rys. 2., tab. 2.). Na podstawie ubytku masy określono szybkość roztwarzania warstwy w funkcji czasu (tab. 3.). Stwierdzono, że największą kinetyką roztwarzania warstwy aluminidkowej cechuje się mieszanina kwasów: ortofosforowego, azotowego i octowego. Szybkość roztwarzania warstwy w tym roztworze zmniejsza się z czasem.



Rys. 2. Mikrostruktura warstwy aluminidkowej na podłożu stopu IN 100 przed procesami roztwarzania

Fig. 2. The microstructure of aluminide coating obtained by the CVD method on IN 100 nickel superalloy before dissolution treatment

Tabela 2. Wyniki analizy składu chemicznego w mikroobszarach 1-6. na rys. 4.

Table 2. The results of chemical composition analysis results from areas 1-6. presented in fig. 4.

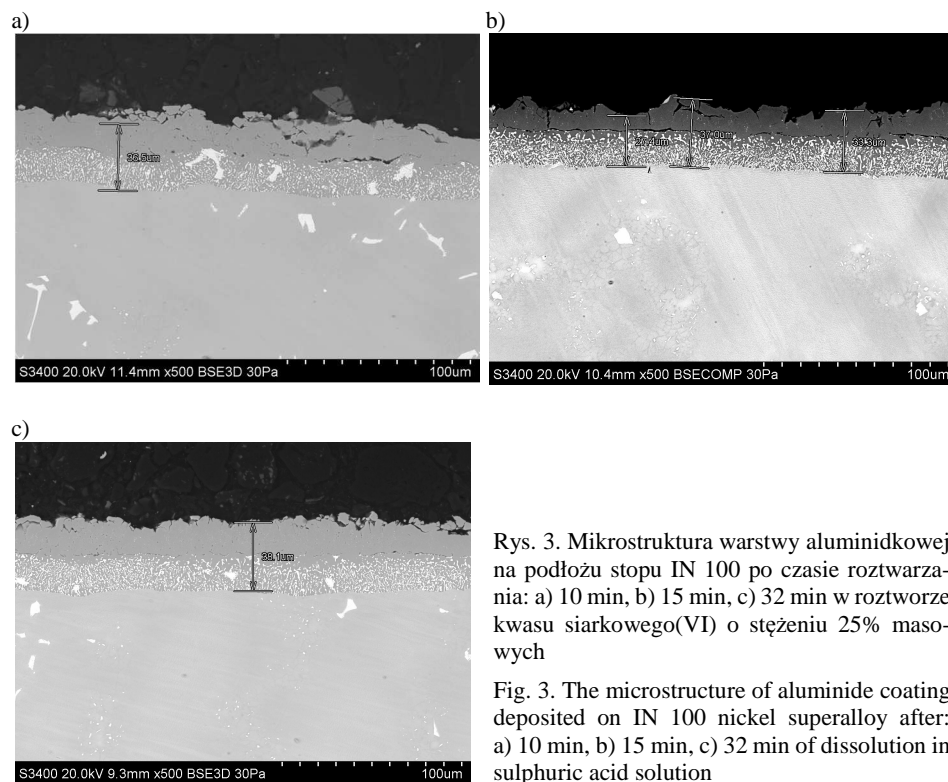
Mikroobszar	Zawartość pierwiastków, % at.							
	Al	Ti	Cr	Co	Ni	Zr	Mo	W
1	37,6	0,4	3,3	6,5	51,2	0,4		0,7
2	26,0	1,0	9,7	9,7	48,0		0,6	5,0
3	37,7	0,4	3,6	6,5	51,1	0,1		0,5
4	25,8	1,4	9,6	9,0	50,0	0,1	0,8	3,4
5	35,7	0,6	4,5	7,5	51,2			0,6
6	24,5	2,4	9,8	9,7	48,8	0,5	0,7	3,6

Tabela 3. Szybkość roztworzenia warstw aluminidkowych

Table 3. Kinetics of the dissolution process of aluminide coating

Skład roztworu rozpuszczającego	Czas procesu, min	Szybkość roztworzenia, $\text{mg}\cdot\text{cm}^{-2}\cdot\text{h}^{-1}$
H_2SO_4 (25% mas.)	10	1,36
	15	1,96
	32	1,96
HCl (19% mas.), $\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}$ (50% mas.)	16	0,72
	30	0,73
	45	0,67
H_3PO_4 (49% mas.), CH_3COOH (18% mas.), HNO_3 (16% mas.)	20	14,90
	30	14,57
	60	9,04
	80	5,23

Badania mikroskopowe warstwy aluminidkowej rozpuszczanej w roztworze kwasu siarkowego(VI) o stężeniu 25% mas. wykazały mały stopień jej usunięcia (rys. 3.). Zmierzona grubość warstwy była praktycznie taka sama jak przed

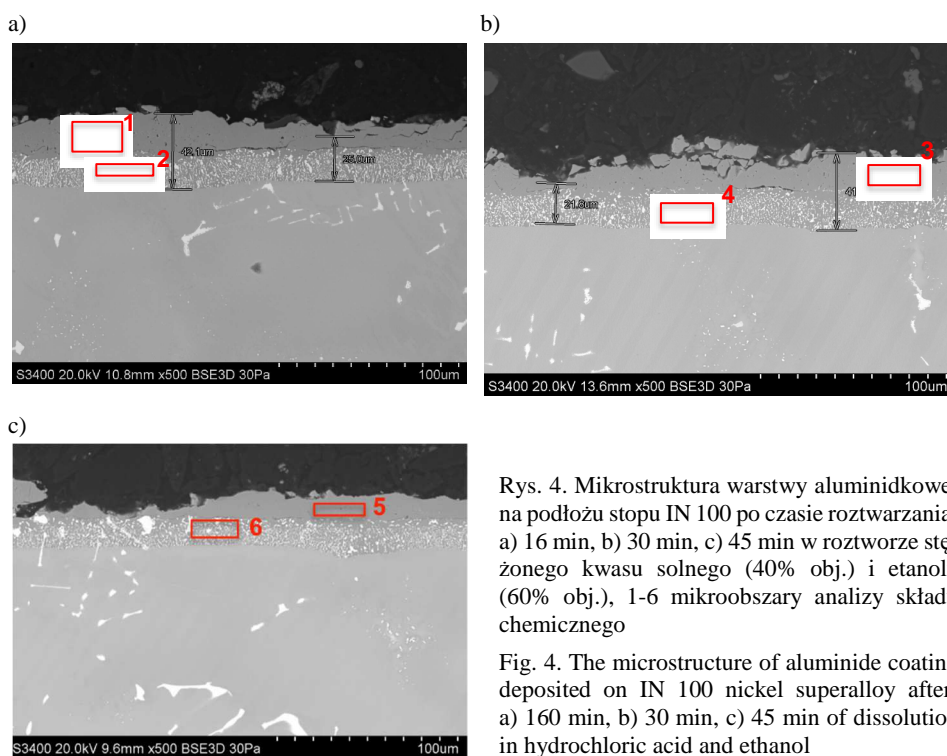


Rys. 3. Mikrostruktura warstwy aluminidkowej na podłożu stopu IN 100 po czasie roztworzenia: a) 10 min, b) 15 min, c) 32 min w roztworze kwasu siarkowego(VI) o stężeniu 25% masowych

Fig. 3. The microstructure of aluminide coating deposited on IN 100 nickel superalloy after: a) 10 min, b) 15 min, c) 32 min of dissolution in sulphuric acid solution

rozpuszczaniem i wynosiła 36-38 μm . Nie stwierdzono również różnic w zawartości Al w strefie zewnętrznej warstwy – wynosiła ona ok. 37% at. – niezależnie od czasu trawienia. Wyniki badań wskazują, że rozpuszczenie strefy zewnętrznej warstwy aluminidkowej z użyciem tego roztworu trwałoby wiele godzin.

Silniejsze oddziaływanie na warstwę aluminidkową stwierdzono w przypadku użycia roztworu stężonego kwasu solnego w etanolu. Po 16 min zanurzenia w roztworze stwierdzono lokalne rozpuszczenie warstwy i zmniejszenie jej grubości nawet do ok. 25 μm (rys. 4a). Po 30 min procesu usuwania również stwierdzono lokalne ubytki w warstwie, a także obecność licznych pęknięć (rys. 4b). Podobnie po 45 min zanurzenia nastąpiło znacznie silniejsze rozтворzenie obszaru zewnętrznej strefy złożonej z kryształów fazy NiAl (rys. 4c). Wyniki analizy składu chemicznego w mikroobszarach 1., 3. i 5. (rys. 4a-c, tab. 4.) wykazały minimalny spadek zawartości aluminium w zewnętrznej strefie warstwy aluminidkowej do ok. 36-37% at. Jednocześnie nie stwierdzono znaczących różnic w zawartości pierwiastków w wewnętrznej strefie dyfuzyjnej (mikroobszary 2., 4., 6., rys. 4a-c, tab. 4.).



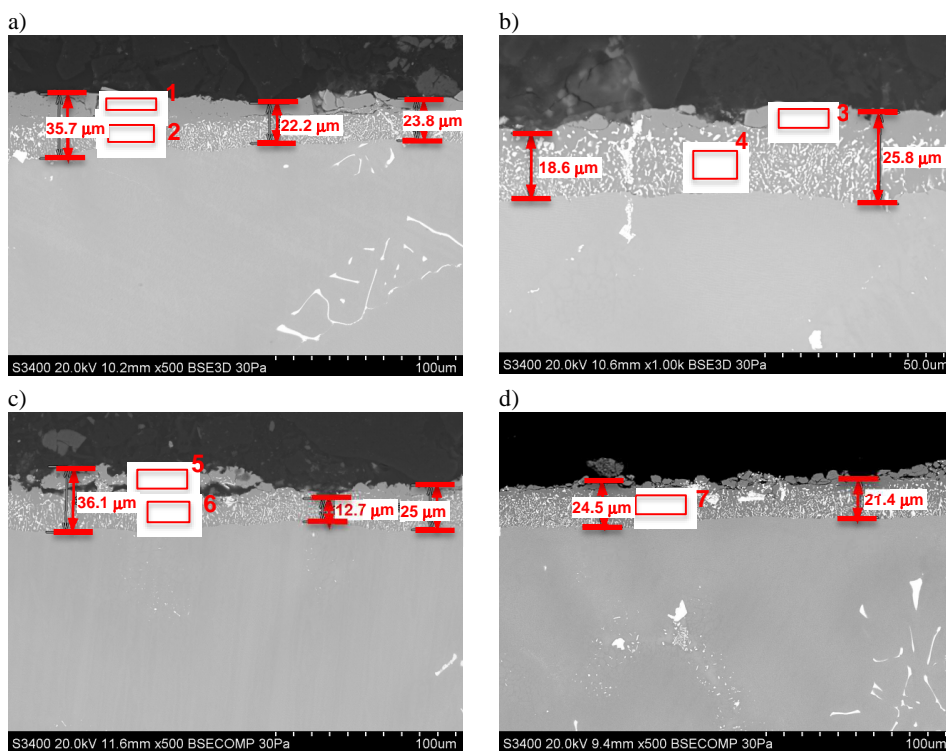
Rys. 4. Mikrostruktura warstwy aluminidkowej na podłożu stopu IN 100 po czasie roztwarzania: a) 16 min, b) 30 min, c) 45 min w roztworze stężonego kwasu solnego (40% obj.) i etanolu (60% obj.), 1-6 mikroobszary analizy składu chemicznego

Fig. 4. The microstructure of aluminide coating deposited on IN 100 nickel superalloy after: a) 160 min, b) 30 min, c) 45 min of dissolution in hydrochloric acid and ethanol

Tabela. 4. Wyniki analizy składu chemicznego w mikroobszarach 1-7. na rys. 5.

Table 4. The results of chemical composition analysis results from areas 1-7. presented in fig. 5.

Mikroobszar	Zawartość pierwiastków, % at.								
	Al	Ti	Cr	Co	Ni	Zr	Mo	W	Si
1	35,8	0,5	4,3	7,2	51,5	0,3		0,5	
2	26,4	1,1	10,2	9,8	46,8	0,1	0,6	5,0	
3	35,8	0,5	4,9	7,2	50,9	0,1		0,6	
4	25,9	1,0	10,5	10,2	46,5	0,2	0,6	5,2	
5	34,7	0,6	5,0	7,9	51,2			0,6	
6	26,2	1,2	10,1	9,3	48,4	0,1	0,5	4,3	
7	24,2	1,9	8,8	8,4	45,0		0,5	2,8	8,4



Rys. 5. Mikrostruktura warstwy aluminidkowej na podłożu stopu Inconel 100 po czasie roztrawiania: a) 20 min, b) 30 min, c) 60 min, d) 80 min w mieszaninie stężonych kwasów ortofosforowego (50% obj.), octowego (25% obj.), azotowego (25% obj.), 1-7 mikroobszary analizy składu chemicznego

Fig. 5. The microstructure of aluminide coating deposited on IN 100 nickel superalloy after: a) 20 min, b) 30 min, c) 60 min, d) 80 min of dissolution in orthophosphoric, acetic and nitride acid solutions

W dalszych próbach z użyciem mieszaniny stężonych kwasów: ortofosforowego (49% mas.), octowego (18% mas.), azotowego (16% mas.) wydłużono czas rozpuszczania do 80 min. Po 20 min zanurzenia w mieszaninie stwierdzono niewielkie, lokalne ubytki w zewnętrznej strefie warstwy aluminidkowej i spadek grubości do 22-24 μm (rys. 5a). Zwiększenie czasu trawienia do 30 min skutkowało lokalnym całkowitym zanikiem zewnętrznej strefy warstwy aluminidkowej (rys. 5b). Stwierdzono również zmniejszenie całkowitej grubości warstwy aluminidkowej do ok. 25 μm . Wydłużenie czasu zanurzenia w roztworze do 60 min skutkowało prawie całkowitym zanikiem strefy zewnętrznej warstwy aluminidkowej (rys. 5c). Jednocześnie w jej mikrostrukturze były widoczne lokalne pęknięcia pozostałości strefy zewnętrznej. Grubość warstwy po 60 min trawienia mieściła się w zakresie ok. 12-25 μm . Dalsze wydłużenie czasu trawienia do 80 min skutkowało całkowitym usunięciem zewnętrznej strefy dyfuzyjnej warstwy aluminidkowej (rys. 5d) i zmniejszeniem jej całkowitej grubości do ok. 20-25 μm . Przeprowadzona analiza składu chemicznego wykazała niewielki spadek zawartości Al w pozostałościach zewnętrznej strefy warstwy aluminidkowej do $< 35\%$ at. po trawieniu w czasie 30-60 min. Ze względu na praktycznie całkowite usunięcie strefy zewnętrznej po 80 min procesu nie przeprowadzono analizy jej składu chemicznego. W strefie wewnętrznej warstwy aluminidkowej zawartość poszczególnych pierwiastków nie ulegała zmianie, a czas procesu trawienia nie miał na to wpływu.

4. Podsumowanie

Analiza wyników prób trawienia z użyciem wybranych roztworów jednoznacznie wskazuje, że czas niezbędny do całkowitego usunięcia zewnętrznej strefy dyfuzyjnej warstwy aluminidkowej wynosi > 60 min. Wśród stosowanych odczynników mieszanina kwasów: ortofosforowego, octowego i azotowego wykazała się największą skutecznością w roztwarzaniu zewnętrznej strefy warstwy aluminidkowej, złożonej z kryształów fazy NiAl. Niezależnie od zastosowanych roztworów, proces trawienia następuje równomiernie na powierzchni warstwy. Nie stwierdzono zmniejszenia zawartości głównego składnika strefy zewnętrznej – aluminium – po różnym czasie trawienia. W rzeczywistych warunkach produkcyjnych w procesie regeneracji łopatek turbin po eksploatacji jest niezbędne usunięcie nie tylko pozostałości warstwy aluminidkowej, ale również produktów korozji, m.in. tlenków. Wskazuje to na konieczność sprawdzenia skuteczności odczynników trawiących do usuwania warstwy z łopatek po eksploatacji.

Badania realizowano w ramach zadania 9., pt. Rozwój nowych żaroodpornych powłok ochronnych elementów turbiny projektu INNOLOT/I/7/NCBR/2013 „Zaawansowane techniki wytwarzania zespołu turbiny napędowej” INNOLOT TED finansowanego przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju oraz Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego.

Literatura

- [1] Rosenzweig M.A., Conner J.A., Bowden J.H.J.: Method of removing hot corrosion products from a diffusion aluminide coating, US patent nr 6, 174, 380 B1 (2001), <http://www.google.com/patents/US6174380%5Cnhttp://patentimages.storage.googleapis.com/pdfs/US6174380.pdf>.
- [2] Baldi A.L.: Process of stripping aluminide coating from cobalt and nickel base alloys, US patent nr 3, 622, 391 (1971).
- [3] Grisik J.J., Ellis A.J.: United States Patent, 3, 833, 414 (1974).
- [4] Lee J.W., Voehringer C.: Method of remanufacturing turbine vane clusters for gas turbine engines, US patent nr 4, 176, 433, (1979).
- [5] Gupta B.K., Grady R.W., Garcia A.F.: Repair method for tbc coated turbine components, US 2010/0126014 (2010).
- [6] Rosenzweig M.A., Conner J.A., Bowden J.H.J.: Method of removing hot corrosion products from a diffusion aluminide coating, US patent nr 6, 174, 380 B1 (2001).
- [7] Kool L.B., Ruud J.A.: Process for partial stripping of diffusion aluminide coatings from metal substrates and related compositions, US patent nr 6, 758, 914 B2 (2004).
- [8] Macdonald L.S., Sangeeta D., Rosenzweig M.A.: Method for removing an aluminide coating from a substrate, US patent nr 6, 494, 960 B1 (2002).
- [9] Sangeeta D., Macdonald L.S.: Method for removing an aluminide-containing material from a metal substrate, US patent nr 5, 976, 265 (1999).
- [10] Kool L.B., Ruud J.A.: Method for removing oxides and coatings from a substrate, US patent nr 6, 863, 738 B2 (2005).
- [11] Chen K.N., Ngiam S.T.: Method for renewing diffusion coatings on superalloy substrates, US patent nr 6, 355, 116 B1 (2002).
- [12] Lucas J.G.: Chemical stripping process, US patent nr 3, 607, 398 (1971).
- [13] Fisher R.E., Lada H.: Selective chemical milling of recast surfaces, US patent nr 4, 411, 730 (1982).
- [14] Fisher R.E., Lada H., Putnam V.M.: Method and composition for removing nickel aluminide coatings from nickel superalloys, US patent nr 4, 425, 185 (1984).
- [15] Wei B., Lipkin D.M., Macdonald L.S.: Electrochemical system and process for stripping metallic coatings, US patent nr 6, 352, 636 B1 (2002).
- [16] Updegrave K., Goodwater F., William F.: Electrochemical stripping of turbine blades, US patent nr 6, 165, 345 (2000).

SELECTED ASPECTS OF ALUMINIDE COATING REGENERATION ON NICKEL SUPERALLOYS USED FOR PRODUCTION OF TURBINE BLADES

Summary

Selected methods of removing diffusion aluminide coating used for protection of turbine blades were presented in the article. The chemical and electrochemical methods of coatings dissolution used in aerospace industry were described. Three selected removing agents were selected for experimental tests: hydrochloric acid in ethanol solution, sulphuric acid in water as well as mixture of orthophosphoric, acetic and nitride acids. The aluminide coating obtained on IN-100 nickel

superalloy was used for tests. The conducted research showed that the mixture of orthophosphoric, acetic and nitride acids can dissolve outer-zone of aluminidce coating during 80 min dissolution process. The removing process takes place evenly on the whole surface of sample.

Keywords: aluminide coatings, coatings regeneration, dissolution, turbine blades, superalloys, IN-100

DOI: 10.7862/ rm.2019.05

Otrzymano/received: 12.03 2019 r.

Zaakceptowano/accepted: 14.06 2019 r.

Robert SMUSZ¹
Joanna WILK²

LICZBY KRYTERIALNE W CHARAKTERYSTYCE WĘŻOWNICOWEGO WYMIENNIKA CIEPŁA

W artykule zaprezentowano przegląd literaturowy oraz analizę porównawczą dotyczącą liczb kryterialnych istotnych w opisie i projektowaniu węzownicowych wymienników ciepła – liczby Deana i krytycznej liczby Reynoldsa. Liczby te uwzględniają specyfikę przepływu płynu w węzownicy powstałej przez nawinięcie rury o przekroju kołowym na walcowej poboczniczy. Omówiono również geometrię węzownicy niezbędną w opisie liczb kryterialnych ze względu na istotny wpływ parametrów geometrycznych na strukturę przepływu. Dokonana analiza porządkuje zakresy stosowalności odpowiednich wzorów kryterialnych w zastosowaniu do opisu zjawisk związanych z intensyfikacją wymiany ciepła w węzownicowym wymienniku, wynikającą z pojawienia się przepływu wtórnego, który jest efektem interakcji siły odśrodkowej, sił bezwładności oraz sił wywołanych lepkością płynu.

Słowa kluczowe: węzownica, liczba Deana, krytyczna liczba Reynoldsa

1. Wprowadzenie

Wymienniki ciepła należą do ważnej grupy urządzeń, których zadaniem jest przekazywanie ciepła pomiędzy różnymi czynnikami. Zastosowanie wymienników jest bardzo szerokie, dlatego też są one powszechnie spotykane w różnego rodzaju systemach technicznych. Istnieje bardzo dużo rozwiązań konstrukcyjnych wymienników ciepła. Jednym z rodzajów jest węzownicowy wymiennik ciepła. Węzownica to podstawowy element węzownicowych i spiralnych wymienników ciepła, które ze względu na zwartą budowę i dużą intensywność transportu ciepła znajdują powszechnie zastosowanie w energetyce, przemyśle elektronicznym, chemicznym, rolno-spożywczym, chłodnictwie, układach odzysku ciepła itp.

Intensyfikacja wymiany ciepła w wymiennikach węzownicowych jest spowodowana interakcją pomiędzy siłą odśrodkową, siłą bezwładności oraz siłą wywołaną lepkością. Siły te przyczyniają się do powstawania przepływu wtórnego. W najprostszej konfiguracji węzownice są wykonywane przez nawinięcie rury

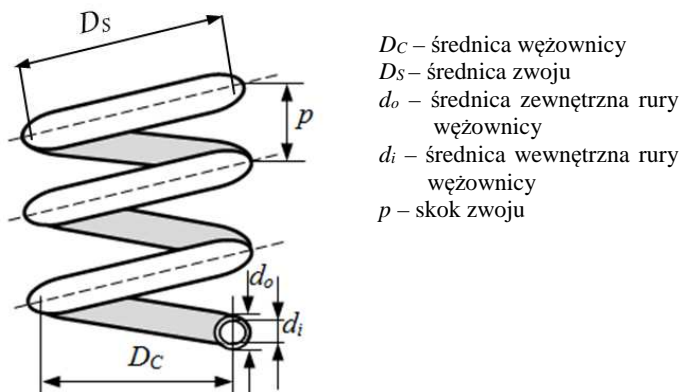
¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Robert Smusz, Politechnika Rzeszowska, 35-959 Rzeszów, al. Powstańców Warszawy 12, tel. (17) 8651242, e-mail: robsmusz@prz.edu.pl

² Joanna Wilk, Politechnika Rzeszowska, e-mail: joanwilk@prz.edu.pl

o przekroju kołowym na walcowej pobocznic. Zdarzają się też rozwiązania konstrukcyjne, w których węzownice są wykonywane przez nawinięcie np. rury o przekroju owalnym na pobocznicę stożka. Na strukturę przepływu, straty ciśnienia płynu w wymiennikach węzownicowych i spiralnych istotny wpływ mają parametry geometryczne.

2. Geometria węzownicy

Do analizy zagadnień ciepłno-przepływowych w węzownicy jest niezbędne przedstawienie charakterystyki geometrycznej węzownicy. Podstawowe parametry geometryczne pokazano na rys. 1.



Rys. 1. Geometria węzownicy

Fig. 1. Coil geometry

Średnica D_c węzownicy zależy od średnicy zwoju węzownicy D_s oraz skoku zwoju p w następujący sposób:

$$D_c = \sqrt{D_s^2 - \left(\frac{p}{2 \cdot \pi}\right)^2} \quad (1)$$

podczas gdy średnica zwoju

$$D_s = \frac{L_s}{N \cdot \pi} \quad (2)$$

gdzie L_s jest całkowitą długością rury węzownicy, a N stanowi liczbę zwojów.

Z kolei całkowita długość rury węzownicy jest wyrażona wzorem

$$L_s = N \cdot 2 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{D_c^2}{4} + \left(\frac{p}{2 \cdot \pi}\right)^2} \quad (3)$$

Natomiast wysokość węzownicy

$$H_S = N \cdot p \quad (4)$$

Wymiarem charakterystycznym, używanym w obliczeniach związanych z procesem wymiany ciepła na zewnątrz węzownicy, jest parametr D opisany następującym wzorem:

$$D = D_s \cdot \left[1 + \left(\frac{p}{\pi \cdot D_s} \right) \right] \quad (5)$$

W analizie wymiany ciepła w węzownicach wykorzystuje się również tzw. współczynnik krzywizny δ , który jest zdefiniowany jako

$$\delta = \frac{d_i}{D_c} \quad (6)$$

3. Liczba Deana i krytyczna liczba Reynoldsa

Głównym czynnikiem wpływającym na intensyfikację wymiany ciepła w węzownicy jest pojawienie się przepływu wtórnego generowanego wewnątrz zakrzywionej rury, który jest efektem interakcji siły odśrodkowej, siły bezwładności oraz sił lepkości. Powoduje to pojawienie się złożonego przepływu wtórnego, w płaszczyźnie prostopadłej do przepływu głównego, który istotnie przyczynia się do intensyfikacji wymiany ciepła.

Koncepcja wykorzystania spiralnej geometrii w wymiennikach ciepła pojawiła się pod koniec IX w. [1]. Pierwsze prace poświęcone badaniom przepływu w zakrzywionych kanałach były zapoczątkowane na przełomie IX i XX w. przez Thomsona [2], Grindleya [3], Williamsa [4] i Eustica [5, 6]. W pracach [2, 3] zaobserwowano, że zakrzywienie kanału ma istotny wpływ na przepływ płynu. Z kolei autorzy [4] odnotowali, że w kanale zakrzywionym występuje przesunięcie maksymalnej prędkości osiowej w kierunku ścianki zewnętrznej. Eustice w pracy [5], przy wykorzystaniu wizualizacji przepływu za pomocą iniekcji tuszu, wykazał istnienie przepływu wtórnego. W [6] zaś porównywał przepływ i opory hydrauliczne w zakrzywionych rurach. Wykazał on, że następuje wzrost strat ciśnienia w rurach zakrzywionych w porównaniu do rur prostych.

Eksperymentalną analizę oporów przepływu w rurach zakrzywionych badał również White [7], który określił prędkość krytyczną, przy której występuje przepływ turbulentny. Stwierdził, że w rurach zakrzywionych przejście przepływu laminarnego w turbulentny następuje przy wyższej prędkości niż dla rur prostych. Taylor i Yarrow [8] również badali przejście przepływu laminarnego w turbulentny i potwierdzili wyniki White'a. Na bazie tych eksperymentów ustalili zależność liczby Reynoldsa w funkcji pierwiastka ze współczynnika krzywizny δ , przy której zachodzi przejście przepływu laminarnego w turbulentny.

Prekursorem badań teoretycznych dotyczących analizy przepływu w rurach zakrzywionych był Dean, który w swojej pierwszej pracy [9] analizował laminarny nieściśliwy przepływ w zakrzywionej rurze w oparciu o równania Naviera Stokesa. Na bazie hipotezy o małych krzywiznach wykazał istnienie przepływów wtórnych oraz dwóch przeciwbieżnych wirów (tzw. wirów Deana), co zostało eksperymentalnie potwierdzone w [8, 11, 13] oraz teoretycznie w pracy [12]. Przedstawione w [9] rozwiązanie jakościowo poprawnie opisywało zjawisko przepływu w zakrzywionych rurach, jednak nie uwzględniało związku pomiędzy gradientem ciśnienia a prędkością. W pracy [10] Dean rozszerzył analizę i zapisując w cylindrycznym układzie współrzędnych równania Naviera Stokesa, zbudował układ równań (zwany równaniami Deana) oraz określił, wyprowadzony na drodze teoretycznej, związek między gradientem ciśnienia a prędkością. Efektem tych analiz były również nowe parametry K i C występujące w równaniach Deana [10]:

$$K = 2 \cdot w_o^2 \cdot \frac{r_i^3}{a \cdot \nu^2} = 2 \cdot \left(\frac{w_o \cdot r_i}{\nu} \right)^2 \cdot \frac{r_i}{a} \quad (7)$$

gdzie: w_o – prędkość w osi rury, $a = D_C/2$ – promień wężownicy, ν – lepkość kinematyczna, r_i – promień wewnętrzny rury, oraz

$$C = G \cdot \frac{a^2}{\mu \cdot w_o} \quad (8)$$

gdzie: G – gradient ciśnienia, μ – lepkość dynamiczna.

Odpowiednie wyskalowanie parametru C umożliwia zapis parametru K w formie [13]:

$$K = \left(\frac{w_o \cdot r_i}{\nu} \right)^2 \cdot \frac{r_i}{a} \quad (9)$$

Dla małych liczb Reynoldsa [10] można przyjąć:

$$Re = \frac{w_o \cdot r_i}{\nu} \cong \frac{\bar{w} \cdot d_i}{\nu} \quad (10)$$

gdzie: \bar{w} – prędkość średnia, d_i – średnica wewnętrzna rury.

Zatem równanie (9) sprowadza się do postaci

$$K = Re^2 \cdot \frac{r_i}{a} = Re^2 \cdot \frac{d_i}{D_C} \quad (11)$$

Jako pierwszy liczbę podobieństwa (nazwaną liczbą Deana), w postaci wzoru (12), w analizie przepływów zastosował White [7]:

$$De = \sqrt{K} = Re \cdot \sqrt{\frac{d_i}{D_C}} = Re \cdot \sqrt{\delta} \quad (12)$$

Liczba Deana (12) określa związek pomiędzy siłami bezwładności, odśrodkowymi i lepkości oraz jest wskaźnikiem charakteryzującym stabilność przepływu w kanałach zakrzywionych, co udowodnił Reid w swojej pracy [12]. Potwierdził on, że po przekroczeniu pewnej krytycznej wartości liczby Deana $De > 36$ przepływ w kanałach zakrzywionych staje się niestabilny i pojawiają się przepływy wtórne oraz przeciwbieżne wiry. Ponadto w odróżnieniu od wyników Deana [9], w których wiry są symetryczne, Reid wykazał wystąpienie ich pewnej asymetrii. McConalogue oraz Srivastava [14] kontynuowali i rozwinęli badania nad przepływami w przewodach zakrzywionych prowadzone przez Deana w [10]. Autorzy opracowali metodę wykorzystującą rozwinięcie w szereg Fouriera w odniesieniu do kąta biegunowego w płaszczyźnie przekroju rury, a wynikowe sprzężone równania, będące uproszczoną formą równań Naviera Skokesa, rozwiązali numerycznie. Wprowadzili nieco zmodyfikowaną wersję liczby Deana w postaci:

$$Dn = 4 \cdot \sqrt{2} \cdot De \quad (13)$$

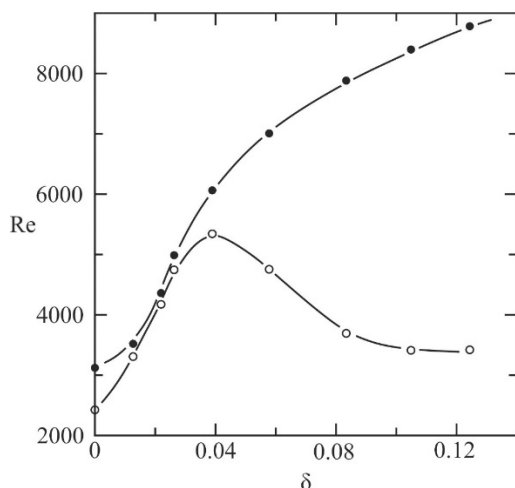
Potwierdzili, że liczba Deana może być stosowana w analizie przepływu w kanałach zakrzywionych jedynie dla małych jej wartości oraz udowodnili, że pojawienie się symetrycznych sprzężonych wirów występuje również przy małych wartościach liczby Deana. Dla $Dn < 100$ [17] liczba Dn jest proporcjonalna do De , zaś dla dużych wartości związek pomiędzy Dn i De staje się nieliniowy. Jest to efekt utraty liniowej zależności pomiędzy gradientem ciśnienia a objętościowym wydatkiem przepływu płynu [15, 16]. Dlatego dla dużych wartości liczb Deana jest stosowana odmienna wersja liczby Deana w postaci [15, 16, 18]:

$$Dn = \frac{G \cdot r_i^3}{\mu \cdot v} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot r_i}{a}} \quad (14)$$

Kluczowym czynnikiem wpływającym na warunki wymiany ciepła podczas przepływu w rurach zakrzywionych oraz na przejście przepływu laminarnego w turbulentny jest liczba Reynoldsa zdefiniowana w formie (10), która po raz pierwszy jako kryterium przejścia przepływu laminarnego w turbulentny dla rur prostych przy wykorzystaniu barwnika do wizualizacji przepływu została zaproponowana w pracy [19]. Reynolds w [19] zasugerował jej wartość na poziomie $Re = 2100$ dla górnej granicy przepływu laminarnego. Jednak zarówno w rurach prostych, jak i zakrzywionych nie występuje bezpośrednio i jednoznacznie przejście pomiędzy przepływem laminarnym a turbulentnym. Już Reynolds na podstawie własnych badań zaobserwował, że utrzymanie przepływu laminarnego jest możliwe do wartości nawet $Re = 12\ 000$ przy redukcji zewnętrznych zaburzeń przepływu do minimalnych wartości. Eckman w pracy [20] utrzymał przepływ laminarny do wartości liczby Reynoldsa $Re = 40\ 000$. Dla rur prostych autorzy prac [20, 21, 22] wnioskują, że przepływ staje się turbulentnym przy pewnej krytycznej liczbie Reynoldsa w zakresie 2000-100 000, przy czym jest to uzależnione od tzw. „gładkości” wlotu do rury, jednak nie pozwala na wyjaśnienie tak

szerokiego zakresu przejścia przepływu laminarnego w turbulentny. Z kolei Rotta [23] w badaniach eksperymentalnych ustalił przejście przepływu laminarnego dla liczby Reynoldsa w zakresie 2000-3000. Zatem proces ten obejmuje pewien zakres liczb Reynoldsa, w którym występuje tzw. obszar przejściowy.

Dla rur zakrzywionych przejście przepływu laminarnego w turbulentny odbywa się przy większych liczbach Reynoldsa niż dla rur prostych, co już spostrzegli White [7] oraz Taylor i Yarrow [8] w swoich pracach. Taylor i Yarrow zaobserwowali, że dla $\sqrt{\delta} = 0,232$ najwyższa wartość liczby Reynoldsa, przy której przepływ jest jeszcze laminarny, wynosi 5830, zaś dla $\sqrt{\delta} = 0,177$ jest ona równa 5010. Dla $\sqrt{\delta} = 0,232$ najniższa liczba Reynoldsa, przy której przepływ jest jeszcze burzliwy, jest równa 7100, natomiast dla $\sqrt{\delta} = 0,177$ wynosi ona 6350. Zakrzywienie przewodu przyczynia się stabilizacji przepływu laminarnego, w porównaniu do rur prostych, co zaobserwowali Sreenivasan i Strykowski [24], dlatego przejście do przepływu turbulentnego odbywa się przy większych liczbach Reynoldsa. Poza tym jak zaobserwowali Sreenivasan i Strykowski, krytyczna liczba Reynoldsa, przy której pojawia się przejście w przepływ turbulentny, osiąga maksimum, a potem spada wraz ze wzrostem krzywizny [24]. Dla $\delta = 0,039$ przepływ laminarny jest jeszcze możliwy dla liczby Reynoldsa równej 5200 (rys. 2.).



Rys. 2. Krytyczne liczby Reynoldsa (° – dolna, • – górna)

Fig. 2. Critical Reynolds numbers (° – the lower, • – the upper)

Webster i Humphrey [27] w przeprowadzonych badaniach eksperymentalnych ustalili, że występującym w środkowej części rdzenia strumienia niskoczęstotliwościowym oscylacjom przepływu towarzyszy uwarstwiony ruch w pobliżu ścianek zewnętrznych w zakresie liczb Reynoldsa $5060 < Re < 6330$ oraz $\delta = 0,055$. Autorzy sugerują, że inicjatorem turbulizacji (niestabilności) przepływu jest środkowa część rdzenia strumienia płynu. Identyfikacja przejścia przepływu laminarnego w turbulentny w przewodach zakrzywionych jest utrudniona

z uwagi na fakt, że proces ten zachodzi stopniowo i pomiędzy przepływem laminarnym a turbulentnym jest obszar przejściowy [24-26]. Zatem przejście pomiędzy przepływem laminarnym a turbulentnym charakteryzują dwie krytyczne liczby Reynoldsa – dolna i górna. Pierwsze kryterium określające krytyczną liczbę Reynoldsa jako granicę przejścia pomiędzy przepływem uwarstwowionym a turbulentnym zostało wprowadzone przez Ito [28] na podstawie badań eksperymentalnych, dla $15 < \delta^{-1} < 860$:

$$Re_{crit} = 20000 \cdot \delta^{0,32} \quad (15)$$

Z kolei nieco później Srinivasan [29, 30] rekomendował korelację na krytyczną liczbę Reynoldsa w postaci:

$$Re_{crit} = 2100 \cdot (1 + 12 \cdot \delta^{0,5}) \quad (16)$$

ważnej dla $\delta^{-1} < 200$, która była później zweryfikowana eksperymentalnie w pracy [31]. Schmidt [32] przedstawił zależność na krytyczną liczbę Reynoldsa w postaci:

$$Re_{crit} = 2300 \cdot (1 + 8,6 \cdot \delta^{0,45}) \quad (17)$$

dla $\delta^{-1} < 200$.

Kubair i Varrier w pracy [33] na podstawie badań eksperymentalnych dla rur helikoidalnych dla zakresu $9,7 < \delta^{-1} < 2000$ ustalili korelację określającą przejście przepływu laminarnego w turbulentny

$$Re_{crit} = 12730 \cdot \delta^{0,32} \quad (18)$$

Wojtkowiak i Oleśkiewicz-Popiel [34] w oparciu o własne badania dla rur helikoidalnych przedstawili zależność na krytyczną liczbę Reynoldsa:

$$Re_{crit} = 2300 \cdot (1 + 12 \cdot \delta^{0,58}) \quad (19)$$

ważną dla $\delta^{-1} < 205$.

Z kolei Mishra i Gupta w pracy [35], dla rur helikoidalnych w korelacji na krytyczną liczbę Reynoldsa, uwzględnili skok zwoju:

$$Re_{crit} = 20000 \cdot \left[\frac{\delta}{\left(1 + \frac{P}{2\pi a}\right)^2} \right]^{0,32} \quad (20)$$

Przedstawiona zależność jest ważna dla $\delta^{-1} \geq 10$. Mishra i Gupta zauważyli, że wraz ze wzrostem skoku zwoju P maleje wartość krytycznej liczby Reynoldsa, przy którym zachodzi przejście przepływu laminarnego w turbulentny. Dla $p = 0$ wzór (20) jest tożsamy z korelacją podaną przez Ito.

Autorzy prac [36, 37] dokonali podziału wężownic w zależności od krzywizny i na podstawie badań eksperymentalnych ustalili następujące korelacje:

- dla wężownic o dużej krzywiznie, tj. $\delta^{-1} < 24$

$$Re_{crit} = 30000 \cdot \delta^{0,47} \quad (21)$$

- dla wężownic o średniej krzywiznie $30 \leq \delta^{-1} \leq 110$

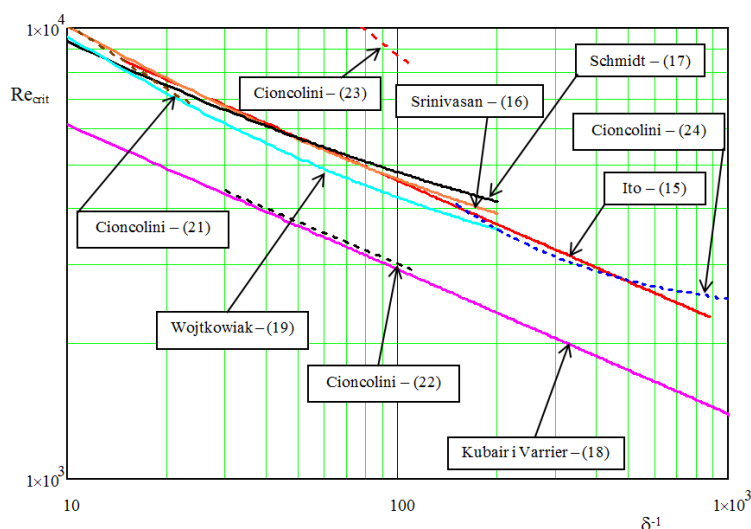
$$Re_{crit} = 12500 \cdot \delta^{0,31} \quad (22)$$

$$Re_{crit} = 120000 \cdot \delta^{0,57} \quad (23)$$

- dla wężownic o małej krzywiznie $\delta^{-1} \geq 150$

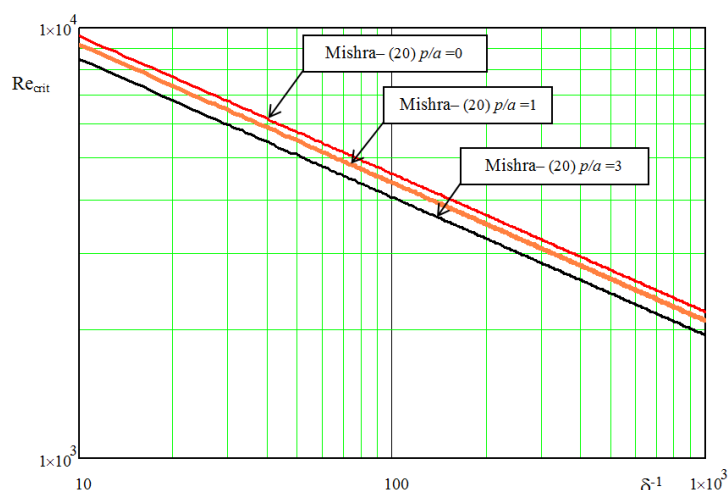
$$Re_{crit} = 2300 \cdot (1 + 210 \cdot \delta^{1,12}) \quad (24)$$

W wymiennikach spiralnych krzywizna ulega zmianie, zatem przejście z przepływu laminarnego odbywa się w pewnym zakresie liczb Reynoldsa. W takim przypadku Srinivasan [30] zaleca wyznaczanie krytycznych liczb Reynoldsa Re_{max} i Re_{min} przy wykorzystaniu formuły (16) dla $\delta_{min} = \frac{d_i}{D_{Cmax}}$ oraz $\delta_{max} = \frac{d_i}{D_{Cmin}}$. Przejście przepływu laminarnego w turbulentny ma miejsce pomiędzy Re_{min} i Re_{max} . Z kolei autorzy pracy [38] zalecają dla wymienników spiralnych stosowanie średniej arytmetycznej średnicy $D_{Csr} = 0,5 \cdot (D_{Cmin} + D_{Cmax})$ jako wymiaru charakterystycznego dla wyznaczania krytycznej liczby Reynoldsa.



Rys. 3. Krytyczna liczba Reynoldsa w funkcji współczynnika krzywizny

Fig. 3. Critical Reynolds number in function of curvature coefficient



Rys. 4. Krytyczna liczba Reynoldsa w zależności od geometrii wężownicy

Fig. 4. Critical Reynolds number in relation to coil geometry

Na rysunku 3. przedstawiono estymację krytycznej liczby Reynoldsa przy wykorzystaniu różnych korelacji. Zaś wpływ relacji skoku zwoju do promienia wężownicy na podstawie korelacji (20) Mishry i Gupty pokazuje rys. 4. W zależnościach określonych wzorami (16), (17), (19) oraz (24), przy krzywiźnie dążącej do zera, liczba Reynoldsa dąży do wartości odpowiadającej rurom prostym. Cioncolini i Santini [36, 37] dla wężownicy o średniej krzywiźnie, tj. gdy $30 \leq \delta^{-1} \leq 110$, ustalili dwie różne korelacje (22) i (23). Jest to związane z nieciągłością wartości współczynnika tarcia podczas przejścia z przepływu laminarnego do turbulentnego. W odniesieniu do rur prostych jest to związane z nieciągłością pomiędzy korelacją Hagen-Poiseuilla a funkcją określającą współczynnik tarcia dla przepływu turbulentnego. Przy czym dla wężownic helikoidalnych, w odróżnieniu od rur prostych, Cioncolini i Santini jako pierwsi zaobserwowali wystąpienie dwu nieciągłości współczynnika tarcia [36]. Autorzy [36, 37] sugerują, że dla przepływów charakteryzujących się wystąpieniem pierwszej nieciągłości dla liczb Reynoldsa, wskazujących na przejście z laminarnego do turbulentnego przepływu, bardziej adekwatne jest stosowanie korelacji (22). Zaś dla przepływów, w których liczby Reynoldsa wskazują na wystąpienie drugiej nieciągłości współczynnika tarcia w rurach helikoidalnych, autorzy [36] zalecają stosowanie korelacji (23).

4. Podsumowanie

Wężownicowe wymienniki ciepła stosowane obecnie w różnych gałęziach przemysłu wymagają, w opisie zjawisk niezbędnych przy projektowaniu, uwzględnienia liczb kryterialnych związanych z charakterem przepływu w rurze

wężownicy. Są to: krytyczna liczba Reynoldsa oraz liczba Deana. Intensyfikacja wymiany ciepła zachodzącej w rurze wężownicy jest powodowana przede wszystkim pojawiającymi się przepływami wtórnymi będącymi efektem interakcji pomiędzy siłami odśrodkowymi, bezwładności i siłami wywołanymi lepkością. Zjawiska te, opisane skomplikowanymi równaniami różniczkowymi, zostały, poprzez zastosowanie analizy wymiarowej, uporządkowane i uproszczone dzięki wymienionym wcześniej liczbom bezwymiarowym. Zaprezentowany w artykule przegląd literaturowy oraz analiza porównawcza systematyzuje wiedzę niezbędną przy obliczeniach wężownicowych wymienników ciepła z uwzględnieniem liczby Deana i krytycznej liczby Reynoldsa. Uporządkowano również zakres stosowalności odpowiednich wzorów kryterialnych. Jest to o tyle istotne, że zarówno postać liczby Deana, jak i wartość krytycznej liczby Reynoldsa są uzależnione od parametrów geometrycznych wężownicy oraz zmiennego charakteru przepływu płynu. Przedstawione rozważania pozwalają lepiej zrozumieć charakter zjawisk występujących przy konwekcyjnym przepływie w zakrzywionych rurach.

Literatura

- [1] Boothroyd A.: Spiral Heat exchanger, International Encyclopedia of Heat and Mass Transfer, ed. G. Hewitt, Y. Pulezhaev, CRC Press, N.Y. 1997, p. 1044.
- [2] Thomson J.: On the origin of windings of rivers in alluvial plains, with remarks on the flow of water round bends in pipes, Proc. Royal Society of London, 25 (1877) 5-8.
- [3] Grindley J.H., Gibson A.H.: On the Frictional Resistance to the flow of Air through a Pipe, Proc. Royal Society of London, London 1908, pp. 114-139.
- [4] Williams G.S., C.W. Hubbel, G.H. Fenkell: Experiments at Detroit, Mich., On the effect of curvature upon the flow of water in pipes, Trans. American Society Civil Eng., 47 (1902) 1-196.
- [5] Eustice J.: Experiments on streamline motion in curved pipes, Proc. Royal Society of London, Series A, 85 (1911) 114-139.
- [6] Eustice J.: Flow of water in curved pipes, Proc. Royal Society of London, Series A, 84 (1910) 107-118.
- [7] White C.M.: Streamline flow through curved pipes, Proc. Royal Society of London, Serial A, 123 (1929) 645-663.
- [8] Taylor G.I., Yarrow F.R.S.: The criterion for turbulence in curved pipes, Proc. Royal Society of London, Serial A, 124 (1929) 243-249.
- [9] Dean W.R.: Note on the motion of fluid in a curved pipe, Phil. Mag., 4 (1927) 208.
- [10] Dean W.R.: The stream-line motion of fluid in a curved pipe, Phil. Mag., 5 (1928) 673.
- [11] Brewster D.B., Grosberg P., Nissan A.H.: The stability of viscous flow between horizontal concentric cylinders, Proc. Royal Society of London, Series A, 251 (1959) 76-91.

- [12] Reid W.H.: On the stability of viscous flow in a curved channel, Proc. Royal Society of London, Series A, Math. Physical Sci., 244 (1958) 186-198.
- [13] Mestel J.: Flow in curved pipes: The Dean equations, Lecture Handout for Course M4A33, Imperial College.
- [14] McConalogue D.J., Srivastava R.S.: Motion of a fluid in a curved tube, Proc. Royal Society of London, Series A, 307(1968) 37-53.
- [15] Van Dyke M.: Extended Stokes Series: Laminar flow through a loosely coiled pipe, J. Fluid Mech., 86 (1978) 129-145.
- [16] Yanase S., Goto N., Yamamoto K.: Dual solutions of the flow through a curved tube, Fluid Dyn. Res., 5 (1989) 191-201.
- [17] Cieřlicki K., Piechna A.: Can the Dean number alone characterize flow similarity in differently bent tubes?, J. Fluids Eng., 134 (2012) 051205.
- [18] Md. Mainul Hoque, Md. Mahmud Alam: Effects of Dean number and curvature on fluid flow through a curved pipe with magnetic field, Procedia Eng., 56 (2013) 245-253.
- [19] Reynolds O.: An experimental investigation of the circumstances which determine whether the motion of water shall be direct or sinuous, and of the law of resistances in parallel channels, Phil. Trans. Roy. Soc. London, 174 (1883) 935-982.
- [20] Ekman V.W.: On the change from steady to turbulent motion of liquids, Ark. Mat. Astron. Fys., 6 (1911) 1-16.
- [21] Schiller L.: Neu Berichte zur Turbulenzentwicklung, Z. Angew. Math. Mech., 14 (1934) 36-42.
- [22] Pfenniger W.: Transition in the inlet length of tubes at high Reynolds numbers. In Boundary Layer and flow control, ed. G.V. Lachman, Pergamon, New York 1961, pp. 970-980.
- [23] Rotta J.: Experimenteller Beitrag zur Entstehung Turbulenter Stromung im Rohr, Ing-Arch., 24 (1956) 258-281.
- [24] Sreenivasan K.R., Strykowski P.J.: Stabilization effects in flow through helically coiled pipes, Experiments Fluids, 1 (1983) 31-36.
- [25] Kakac S., Shah R.K., Aung W.: Handbook of Single-Phase Convective Heat Transfer, Wiley-Interscience, Hoboken, NJ, 1987.
- [26] Schmidt E.F.: Wärmeübergang und Druckverlust in Rohrschlangen, Z. Technische Chemie, 39 (1967) 781-789.
- [27] Webster D.R., Humphrey J.A.C.: Experimental observations of flow instabilities in a helical coil, ASME J. Fluids Eng., 115 (1993) 436-443.
- [28] Ito H.: Friction factors for turbulent flow in curved pipes, ASME J. Basic Eng. Trans., 81 (1959) 123-132.
- [29] Srinivasan P.S., Nadapurkar S.S., Holland F.A.: Pressure drop and heat transfer in coils, Chemical Eng. J., 218 (1968) 113-119.
- [30] Srinivasan P.S., Nadapurkar S.S., Holland F.A.: Friction factors for coils, Trans. Institution Chemical Eng., 48 (1970) T156-T161.
- [31] Kalb C.E., Seader J.D.: Entrance region heat transfer in a uniform wall-temperature helical coil with transition from turbulent to laminar flow, Int. J. Heat Mass Transfer, 26 (1983) 23-32.

- [32] Schmidt D.F.: Wärmeübergang and Druckverlust in Rohrshlangen, Chemical Eng. Technol., 13 (1967) 781-789.
- [33] Kubair V., Varrier C.B.S.: Pressure drop for fluid flow in helical coils, Trans. Indian Inst. Chem. Eng., 14 (1961) 93-97.
- [34] Wojtkowiak J., Oleśkiewicz-Popiel C.: Współczynnik oporu przepływu dla rury helikoidalnej, Inż. Chemiczna Procesowa, 2 (1995) 273-281.
- [35] Mishra P., Gupta S.N.: Momentum transfer in curved pipes 1. Newtonian Fluids; 2. Non-Newtonian Fluids, Industrial Eng. Chemistry Process Design Development, 18 (1979) 130-142.
- [36] Cioncolini A., Santini L.: An experimental investigation regarding the laminar to turbulent flow transition in helically coiled pipes, Exp. Thermal and Fluid Sci., 30 (2006) 367-380.
- [37] Cioncolini A., Santini L.: On laminar to turbulent flow transition in adiabatic helically coiled pipe flow, Exp. Thermal Fluid Sci., 30 (2006) 653-661.
- [38] Kubair V., Kuloor N.R.: Flow of Newtonian fluids in Archimedean spiral tube coils: Correlation of laminar, transition and turbulent flows, Indian J. Technol., 4 (1966) 3-8.

CRITERION NUMBERS IN CHARACTERISTICS OF A COIL HEAT EXCHANGER

Summary

The article presents a literature review and a comparative analysis of criterion numbers important in the description and design of coil heat exchangers - the Dean number and the critical Reynolds number. These numbers take into account the specificity of fluid flow in the coil resulting from winding of the circular section pipe on the cylindrical side. Coil geometry necessary in the description of criterion numbers was also discussed due to the significant influence of geometric parameters on the flow structure. The work analyzes the scope of applicability of appropriate criterion formulas in the description of phenomena related to intensification of heat transfer in the coil heat exchanger resulting from the occurrence of secondary flow, which is the effect of interaction of centrifugal forces, inertia forces and forces caused by fluid viscosity.

Keywords: coil, Dean number, critical Reynolds number

DOI: 10.7862/rm.2019.06

Otrzymano/received: 31.05.2019 r.

Zaakceptowano/accepted: 14.07.2019 r.

Krzysztof SZWAJKA¹

Joanna ZIELIŃSKA-SZWAJKA²

WPLYW WYBRANYCH PARAMETRÓW SKRAWANIA NA DOKŁADNOŚĆ OBRÓBK W PROCESIE WIERCENIA STOPU Ti6Al4V

Wiercenie materiałów ciągliwych, do których zalicza się Ti6Al4V, często wiąże się z niewystarczającym odprowadzeniem wiórów, co prowadzi do wystąpienia zakłóceń procesu obróbki. Wióry powstające w trakcie procesu wiercenia materiałów plastycznych są ciągliwe i mają skłonność do gromadzenia się w rowkach wiórowych narzędzia. Takie gromadzenie się wiórów może skutkować zarysowaniami powierzchni otworu, przyklejeniami materiału do narzędzia skrawającego, a także do przyśpieszonego zużycia ostrza skrawającego. W niniejszym artykule przedstawiono wyniki badań uzyskane w procesie wiercenia stopu tytanu Ti6Al4V w aspekcie dokładności wymiarowo-kształtowej uzyskanych otworów. Obróbkę prowadzono bez chłodziwa (na sucho) przy różnych zestawach parametrów skrawania. W ramach badań monitorowano siłę posuwową i moment skrawania, dokładność kształtowo-wymiarową, jakość powierzchni otworu oraz kształt wiórów. Wyniki badań pokazują, że zarówno jakość otworu, jak i jego dokładność wymiarowo-kształtową można poprawić przez odpowiedni dobór parametrów skrawania. Ponadto, obserwacja powierzchni na wyjściu narzędzia z materiału wskazywała na występowanie odkształceń plastycznych (zadziory) związanych z parametrami skrawania. Wyniki eksperymentu wykazały także, że na kształt i wielkość zadziorów istotny wpływ ma prędkość posuwu.

Słowa kluczowe: wiercenie, siła posuwowa, moment skrawania, wióry, stop tytanu

1. Wprowadzenie

Stopy tytanu mają coraz większe spektrum zastosowań zarówno w przemyśle lotniczym, motoryzacyjnym, biomedycznym, jak i chemicznym dzięki doskonałej kombinacji wysokiej wytrzymałości właściwej (stosunek wytrzymałości do gęstości), odporności na pękanie i ogólnej odporności na korozję. Jednak stopy te są uważane za materiały trudnoobrabialne ze względu na ich wysoką wytrzymałość w podwyższonej temperaturze, stosunkowo niski moduł sprężystości, niskie przewodnictwo cieplne, wysoką aktywność chemiczną i mały współczynnik od-

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Krzysztof Szwejka, Politechnika Rzeszowska, al. Powst. Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel. 15 844 8912, e-mail: kszwejka@prz.edu.pl

² Joanna Zielińska-Szwajka, Politechnika Rzeszowska, e-mail: j.zielinska@prz.edu.pl

kształcenia [1-3]. Natomiast proces wiercenia jest uważany za jeden z najczęstszych procesów obróbki ze względu na fakt, że ma on zastosowanie do większości używanych stopów tytanu [4-6]. Przeprowadzono szereg badań dotyczących wiercenia stopu tytanu Ti6Al4V w odniesieniu do siły posuwowej, zużycia narzędzia skrawającego i jakości powierzchni otworu. Cantero i in. [7] przeprowadzili eksperyment polegający na obserwacji ewolucji zużycia narzędzi, jakości obrabianych otworów w procesie wiercenia stopu tytanu Ti6Al4V. Wiele eksperymentów dotyczących wiercenia tego stopu prowadzili Li i in. [8]. Miały one na celu ocenę wpływu materiału ostrza skrawającego, geometrii i parametrów procesu wiercenia na trwałość wiertła, siłę posuwową, moment skrawania i tworzenie zadziorów. Dornfeld i in. [9] wykazali, że zarówno posuw, jak i prędkość skrawania miały ograniczony wpływ na rozmiar zadziorów podczas wiercenia Ti6Al4V, chociaż można to przypisać ograniczonemu zakresowi prędkości skrawania (6-10 m/min) i wartości posuwu (0,04-0,20 mm) zastosowanych w tych badaniach. Abdelhafeez i in. [4] prowadzili badania dotyczące analizy powierzchni otworu w celu identyfikacji wpływu prędkości skrawania i prędkości posuwu na wielkości zadziorów, średnicę otworu, a także na zużycie ostrza narzędzia skrawającego przy wierceniu stopów tytanu. Sun i in. [10] przeprowadzili badania dotyczące oceny jakości otworu po wierceniu, oparte na pomiarze średnicy otworu, okrągłości, wysokości zadziorów, średniej chropowatości powierzchni, mikrotwardości i morfologii wiórów. Pawar i in. [11] porównywali zużycie wiertel z węglików spiekanych przy wierceniu pakietów Ti, CFRP i CFRP/Ti osobno i analizowali wpływ przepływu wióra na jakość powierzchni otworu. Bono i Ni [12] opracowali model z zastosowaniem elementów skończonych i przeprowadzili eksperymentalne badanie wpływu odkształceń termicznych na średnicę i walcowość wywierconych otworów. Okazało się, że dominującym efektem była termiczna ekspansja wiertła, która prowadziła do zwiększenia średnicy otworu wraz ze wzrostem głębokości wiercenia. Prasanna i in. [13] przeprowadzili eksperyment na optymalizacji parametrów procesowych wiercenia na sucho dla małych otworów w Ti6Al4V za pomocą metody Taguchi i teorii szarych systemów. Wyniki tych badań wykazały, że prędkość obrotowa wrzeczona ma największy wpływ na dokładność wymiarową otworu. Poza tym niektórzy badacze skupili się na analizie powstawania zadziorów w procesie wiercenia [14-17].

2. Metodyka badań

W badaniach jako materiał obrabiany zastosowano stop tytanu Ti6Al4V o składzie chemicznym (wg ASTM F1108) przedstawionym w tab. 1. Natomiast w tabeli 2. ukazano własności fizyczne (wg ASTM F1108) oraz mikrostrukturę stopu Ti6Al4V.

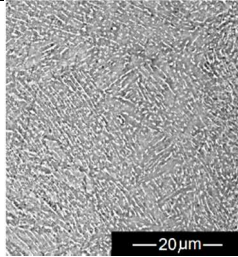
Tabela 1. Skład chemiczny stopu Ti6Al4V

Table 1. Chemical composition of Ti6Al4V

Jednostka	Ti	Al	V	Fe	C	N	H	O
%	baza	5,5-6,75	3,5-4,5	<0,25	<0,08	<0,05	<0,01	<0,2

Tabela 2. Własności fizyczne stopu i mikrostruktura materiału Ti6Al4V

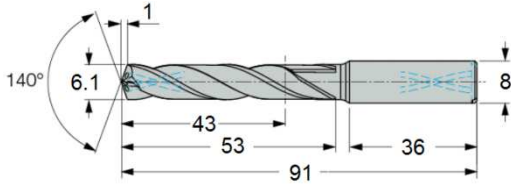
Table 2. Physical property of Ti6Al4V and SEM micrograph of the material workpiece

Gęstość	(kg/m ³)	4430	
Temperatura topienia	(°C)	1668	
Przewodność cieplna	(W/m °C)	7,3	
Granica plastyczności	(MPa)	820	
Moduł Younga	(GPa)	113,8	
Współczynnik Poissona	-	0,342	
Ciepło właściwe	(J/(kg °C))	526	

W ramach przeprowadzonych prób wiercono otwory w płaskowniku Ti6Al4V o wymiarach 130×22×12 mm. Jako narzędzie skrawające zastosowano (na podstawie literatury, zastosowań przemysłowych i zaleceń producenta narzędzia) wiertło spiralne o średnicy $\phi = 6,1$ mm, wykonane z węgla spiekane, o kącie wierzchołkowym $2\kappa_r = 140^\circ$ i kącie pochylenia linii śrubowej rowka $\lambda = 35^\circ$, pokrywane TiAlN metodą PVD. W tabeli 3. pokazano podstawowe wymiary zastosowanego narzędzia skrawającego firmy ISCAR (SCD 061-043-080 ACP5N) oraz parametry skrawania stosowane w badaniach.

Tabela 3. Narzędzie skrawające i parametry skrawania

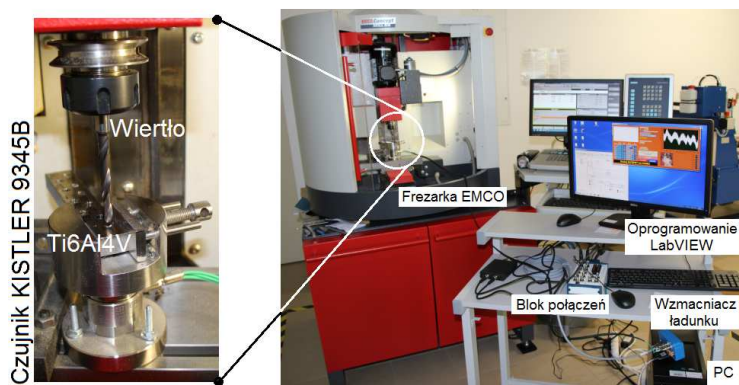
Table 3. Drill information and cutting parameters

Prędkość skrawania (m/min)	Prędkość posuwu (mm/min)	Narzędzie skrawające ISCAR (SCD 061-043-080 ACP5N)
28	278	
	148	
	56	
21	278	
	148	
	56	
7	278	
	148	
	56	

Proces wiercenia przeprowadzono na frezarce pionowej firmy EMCO, będącej na wyposażeniu laboratorium Wydziału Mechaniczno-Technologicznego Politechniki Rzeszowskiej. Badania prowadzono bez użycia chłodziwa, z uwagi na

możliwość uzyskania widocznego obrazu procesu tworzenia się wióra w trakcie prowadzonej obróbki. Na rysunku 2. przedstawiono stanowisko badawcze w trakcie prowadzonych eksperymentów.

W realizowanych badaniach rejestrowano dodatkowo (w celach poznawczych) sygnały siły posuwowej (F_f) i momentu skrawania (M_c) pochodzące ze strefy skrawania w trakcie obróbki stopu Ti6Al4V. Schematyczny diagram konfiguracji systemu archiwizacji danych pomiarowych przedstawiono na rys. 3.



Rys. 2. Stanowisko badawcze

Fig. 2. Experimental set-up

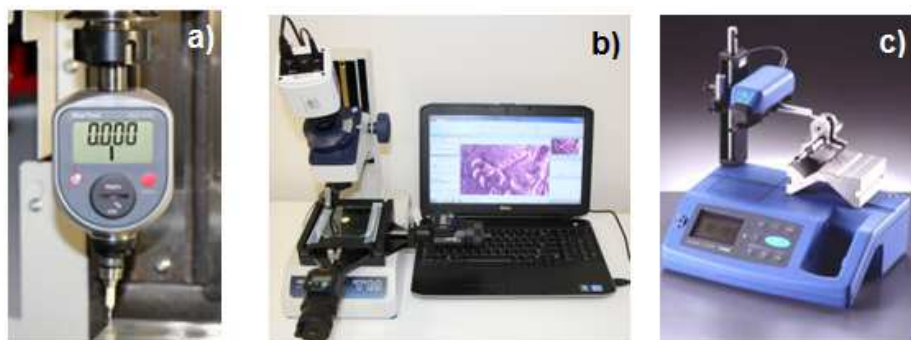


Rys. 3. Tor pomiarowy wraz z systemem akwizycji danych

Fig. 3. Experimental set-up and schematic of data acquisition system

Wielkości fizyczne (F_f i M_c) były mierzone za pomocą piezoelektrycznego czujnika przemysłowego KISTLER 9345B2. Sygnały napięciowe pochodzące z czujnika rejestrowano na dysku komputera osobistego (PC) w postaci cyfrowej, za pośrednictwem umieszczonej wewnątrz PC karty analogowo-cyfrowej NI 6034E. Częstotliwość próbkowania sygnałów pochodzących ze strefy skrawania podczas prowadzonych eksperymentów wynosiła 50 kHz na kanał, a rozdzielczość pomiarowa karty – 16 bitów.

Przeprowadzone badania zostały zaprojektowane w celu zbadania wpływu prędkości skrawania (v_c), prędkości posuwu (v_f) na: wartość siły posuwowej i momentu skrawania, dokładność kształtową i jakość powierzchni wykonanych otworów oraz proces tworzenia się i kształt powstałych wiórów. Średnicę otworu mierzono za pomocą mikroskopu pomiarowego MITUTOYO TM505B (rys. 4b) oraz sensora krawędziowego 3D o rozdzielczości 0,005 mm i średnicy kulki pomiarowej 2 mm (rys. 4a).



Rys. 4. Pomiar kształtu i chropowatości powierzchni: a) sensor krawędziowy 3D, b) mikroskop pomiarowy, c) profilometr

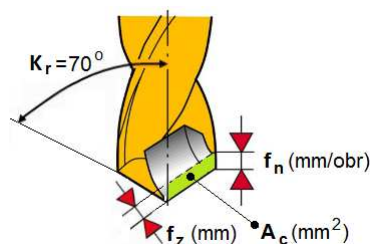
Fig. 4. Measurement of the shape and surface roughness: a) edge sensor 3D, b) measuring microscope, c) profilometer

Chropowatości powierzchni mierzono za pomocą profilometru Hommel-TESTER T1000 (rys. 4c). W celu dogodniejszego dostępu do realizacji pomiaru chropowatości powierzchni na długości otworu przecięto materiał obrabiany na dwie części.

W trakcie przeprowadzonych badań wykonano serię otworów z parametrami skrawania przedstawionymi w tab. 3. Dla każdego zestawu parametrów przeprowadzono trzy powtórzenia, na podstawie których została wyznaczona wartość średnia arytmetyczna dla wszystkich analizowanych parametrów. Na rysunku 5. przedstawiono wielkości geometryczne skrawania wraz z ich oznaczeniem, stosowane w trakcie badań.

Rys. 5. Wielkości geometryczne warstwy skrawanej przy wierceniu: f_z – posuw na ostrze (mm), A_c – pole przekroju warstwy skrawanej (mm^2)

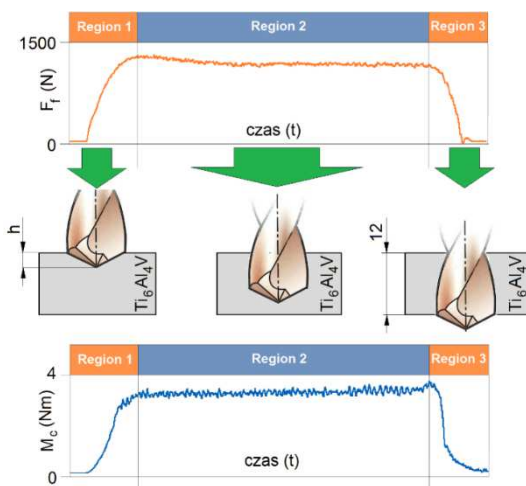
Fig. 5. Geometric quantities of the cutting layer in drilling: f_z – feed per tooth (mm), A_c – cross-sectional area of the cutting layer (mm^2)



3. Wyniki badań

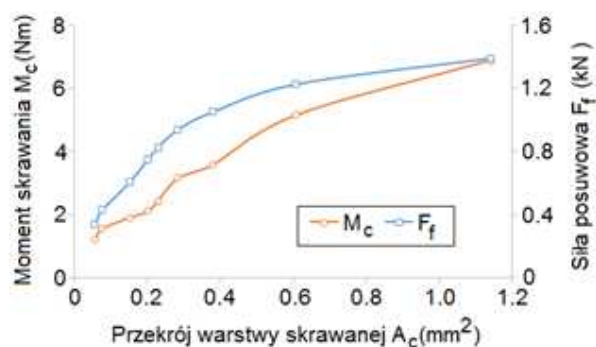
Podczas wiercenia wiertłem spiralnym z węgliką, gdy narzędzie wnika w materiał, zamiast skrawania ostrze wiertła dociska materiał. Rysunek 6. ilustruje zmienności siły posuwowej i momentu skrawania w funkcji głębokości wiercenia (czasu skrawania) w trakcie wiercenia stopu tytanu Ti6Al4V, przy prędkości skrawania 21 m/min i prędkości posuwu 148 mm/min. Zauważono, że podczas wiercenia występują trzy główne obszary zmienności wartości siły posuwowej. Region 1. określa okres, w którym wiertło przebyło odległość h równą wysokości ostrzy skrawających wiertła. Dla wiertła użytego w tym badaniu $h = 1$ mm (tab. 1.). Gdy tylko krawędź ostrza wejdzie w materiał, siła posuwowa rośnie gwałtownie i osiąga wartość największą (1020 N) na końcu regionu 1. Stała siła posuwowa pojawiła się, gdy krawędzie tnące wiertła zagłębiły się w materiale obrabianym, jak pokazano w regionie 2. Siła posuwowa spadła do zera w regionie 3., gdy krawędzie skrawające wiertła opuściły element obrabiany. Dodatkowo można zaobserwować dodatnią (niewielką co do wartości) siłę posuwową po wyjściu wiertła z obrabianego przedmiotu, w wyniku zakleszczenia się wiórów w otworze. Na rysunku 7. pokazano przebieg wartości siły posuwowej i momentu skrawania zarejestrowanej w trakcie wiercenia stopu tytanu Ti6Al4V w funkcji pola powierzchni nominalnego przekroju warstwy skrawanej (A_c).

Można więc zauważyć, że zarówno wartość siły posuwowej, jak i momentu skrawania podczas wiercenia stopu tytanu Ti6Al4V rośnie w stosunku do pola przekroju warstwy skrawanej. W przypadku siły posuwowej wzrost ten wynosi powyżej 400%, natomiast dla momentu skrawania wynosi on około 500% przy ponad 10-krotnym wzroście przekroju warstwy skrawanej, z czym wiąże się większą objętość usuwanego (skrawanego) materiału. Ponadto stwierdzono, że prędkość skrawania nie ma wpływu na wartość siły posuwowej oraz momentu skrawania.



Rys. 6. Przebieg siły posuwowej i momentu skrawania podczas wiercenia

Fig. 6. Thrust force cutting torque in drilling

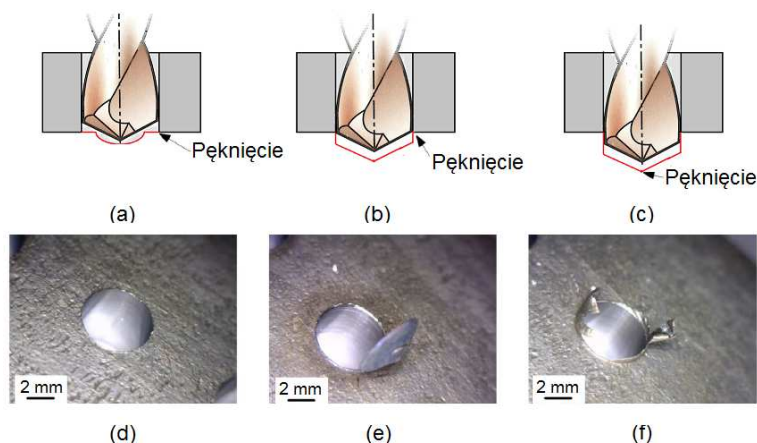


Rys. 7. Przebieg wartości siły posuwowej (F_f) i momentu skrawania (M_c) zarejestrowanej w trakcie wiercenia stopu tytanu Ti6Al4V w funkcji pola powierzchni przekroju warstwy skrawanej (A_c)

Fig. 7. The course of the values of the feed force (F_f) and the cutting moment (M_c) recorded during the drilling of Ti6Al4V titanium alloy as a function of the cross-sectional area of the cutting layer (A_c)

Tworzenie się zadziorów podczas wiercenia jest niepożądanym zjawiskiem ze względu na trudność ich całkowitego usunięcia. Szacuje się, że do 30% kosztów typowych komponentów jest spowodowane gratowaniem. Zadziory powstają w wyniku odkształcenia plastycznego i propagacji pęknięć na etapie wyjścia ostrzy narzędzia skrawającego z materiału obrabianego w procesie wiercenia. Ostateczna morfologia zadziorów jest określona przez wielkość plastycznego odkształcenia oraz mechanikę pękania obrabianego materiału. Dlatego o mechanizmie powstawania zadziorów, oprócz parametrów skrawania, decydują w głównej mierze właściwości obrabianego materiału. W badaniach zaobserwowano istnienie trzech form powstawania zadziorów podczas wiercenia, jak pokazano na rys. 8.

Gdy ostrza wiertła zbliżają się do wyjścia z przedmiotu obrabianego, jak pokazano na rys. 8a, zwiększa się plastyczne odkształcenie pozostałego jeszcze do usunięcia materiału. Pozostały materiał może zatem zostać przecięty lub wypchnięty pod działaniem siły posuwowej. W takich warunkach wiercenia, gdy przekroczymy wartość wytrzymałości obrabianego materiału na odkształcenia plastyczne, w miejscu wiercenia zostaje zainicjowane zjawisko pęknięcia. W związku z tym na powierzchni wyjścia narzędzia z otworu rzadko kiedy następuje inicjalizowanie zjawiska powstawania zadziorów, jak pokazano na rys. 8d. Jeśli odkształcenie plastyczne będzie kontynuowane jeszcze przy wyjściu ostrzy wiertła z materiału, mogą wystąpić dwa rodzaje pęknięć pokazanych na rys. 8b, 8c. Pierwszy przypadek – gdy pęknięcie nastąpiło wzdłuż krawędzi wyjściowej otworu, a drugi – w pobliżu osi wiertła. W pierwszym przypadku „czapki” i zadziory zostały uformowane równomiernie, jak pokazano na rys. 8e. Ta część



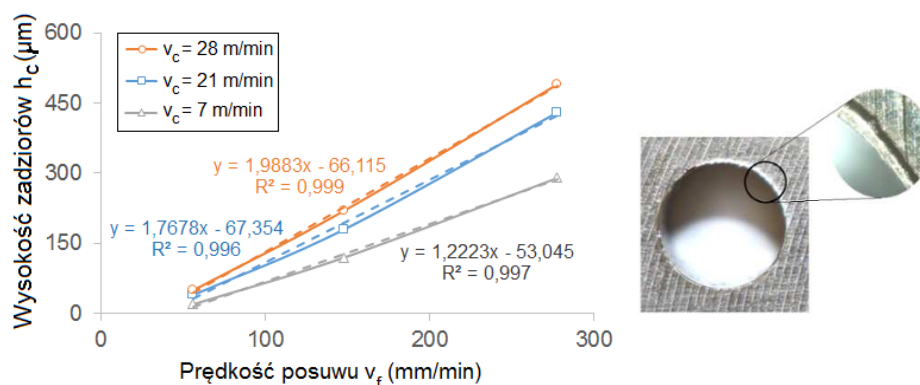
Rys. 8. Miejsce pęknięcia w materiale obrabianym na wyjściu narzędzia: (a) pęknięcie powstałe przed wyjściem ostrzy wiertła z otworu, (b) pęknięcie powstałe wzdłuż krawędzi wyjściowej otworu, (c) pęknięcie powstałe po wyjściu ostrzy wiertła z otworu, (d) zadziory z pęknięciem powstałym przed wyjściem ostrzy wiertła z materiału obrabianego, (e) zadziory z pęknięciem powstałym wzdłuż krawędzi wyjściowej otworu, (f) zadziory z pęknięciem powstałym po wyjściu ostrzy z materiału obrabianego.

Fig. 8. Crack location in burr formation (a) crack at drill point before drill exits hole, (b) crack along the exit edge of the hole, (c) crack at drill point after drill exits hole, (d) burr with crack at drill point before drill exits hole, (e) burr with crack along the exit edge of the hole, (f) burr with crack at drill point after drill exits hole

wzdłuż krawędzi otworu była poddawana równomiernym naprężeniom rozciągającym. Jeśli pęknięcie zaczyna się w okolicach osi wiertła, „czapka” może zostać rozerwana na kilka części i pozostać jako zadziory, które są duże i nieregularne, jak pokazano na rys. 8f. Dlatego też rodzaj tworzenia zadziorów jest określany przez początkowe miejsce pęknięcia materiału, które zależy od wartości odkształcenia plastycznego. Wielkość zadziorów zależy również od pozostałej do usunięcia warstwy skrawanej i miejsca inicjalizacji pęknięcia.

Na rysunku 9. przedstawiono przebieg zmian wysokości zadziorów (h_c) w funkcji prędkości posuwu (v_f).

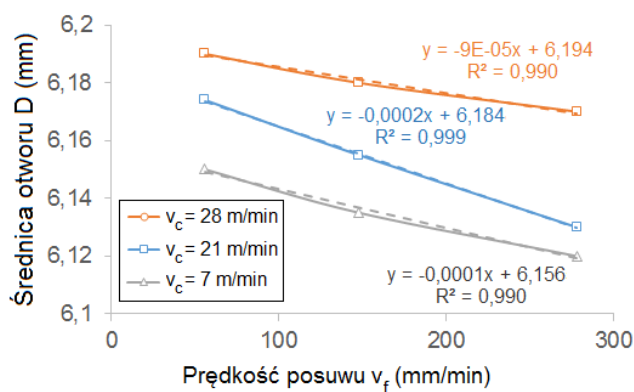
Odchylenie od nominalnego wymiaru średnicy otworu jest ważnym wskaźnikiem szeroko stosowanym w przemyśle do oceny dokładności wymiarowej wierconych otworów. Wpływ prędkości skrawania i posuwu na średnicę otworu jest skomplikowany ze względu na ich wzajemne oddziaływanie. Z jednej strony plastyczność obrabianego materiału powiązana z naciskiem występującym od siły posuwowej, z drugiej strony duża ilość ciepła wytworzonego w trakcie skrawania oraz trudności z odprowadzeniem wiórów mogą być przyczyną zwiększenia średnicy otworu.



Rys. 9. Wysokość zadziorów w funkcji prędkości posuwu dla trzech prędkości skrawania

Fig. 9. Burr height as a function of feed speed for three cutting speed

Na podstawie rysunku 10. można stwierdzić, że wszystkie średnice otworów były przewymiarowane, a błędy średnicy wahały się od 12 do 89 μm . Potwierdza to, że ciepło generowane w procesie wiercenia może prowadzić do rozszerzalności cieplnej wiertła i przedmiotu obrabianego, czego skutkiem są zbyt duże średnice otworów. Dlatego oczywiste jest, że wpływ z rozszerzania się otworów przeważa nad efektem skurczu przedmiotu obrabianego.

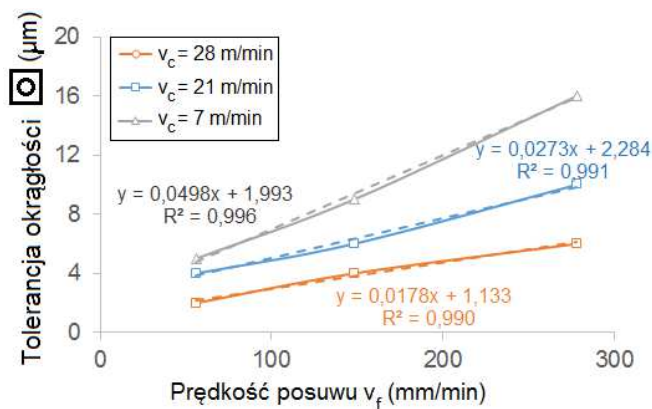


Rys. 10. Średnice otworów w funkcji parametrów skrawania

Fig. 10. Diameter of holes as a function of cutting parameters

Pomiar okrągłości dostarcza informacji na temat kształtu otworu, szczególnie w odniesieniu do tego, w jaki sposób okrągły przekrój otworu jest zbliżony do rzeczywistego okręgu. Okrągłość otworu to dwuwymiarowa tolerancja geometryczna, która pozwala określić, jak wiele cech może odbiegać od idealnego

koła. Zmierzono 8 punktów zorientowanych na powierzchni otworu. Wyniki pomiaru okrągłości zaprezentowano na rys. 11. Na podstawie danych pomiarowych można zauważyć, że maksymalne odchyłki w zakresie okrągłości otworu wynosiły do 16 μm . To pokazuje, że lepszą dokładność otworu można uzyskać przy wyższej prędkości skrawania i małym posuwie. Można to wytłumaczyć faktem, że odkształcenie plastyczne materiału obrabianego zwiększa się wraz ze wzrostem prędkości posuwu.

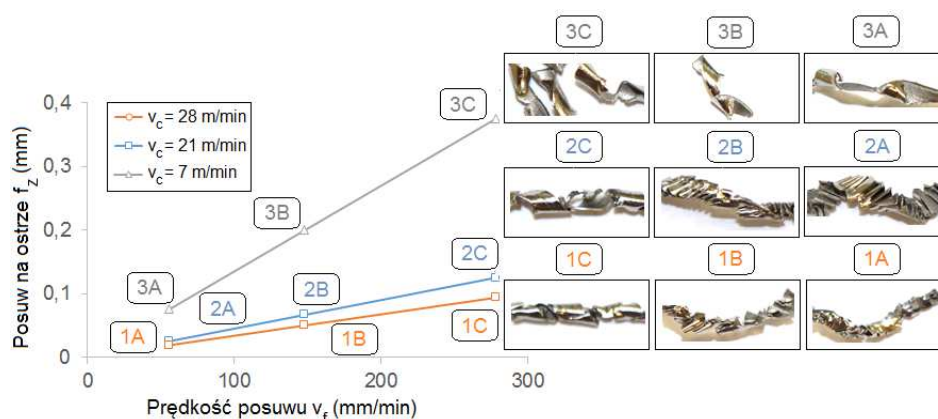


Rys. 11. Tolerancja okrągłości w funkcji parametrów skrawania

Fig. 11. Roundness tolerance as a function of cutting parameters

Zdolność łamania wiórów jest definiowana jako liczba segmentów w 100 g wiórów [2]. Łamanie wióra na segmenty w przypadku możliwego rozwiązania polegałoby na zwiększeniu grubości warstwy skrawanej. Jednak wartość pola przekroju warstwy skrawanej zależy od wartości prędkości posuwu (v_f). Na rysunku 12. pokazano typową makroskopową postać wiórów tworzących się przy wierceniu stopu tytanu Ti6Al4V w zależności od prędkości skrawania i posuwu.

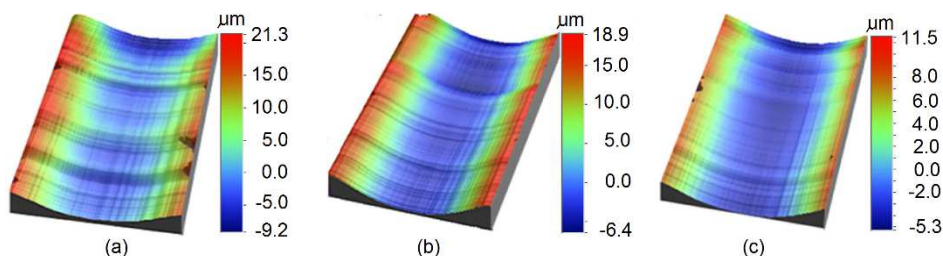
Zauważono, że na postać wiórów duży wpływ ma wartość posuwu na ostrze (f_z). Dla posuwu (f_z) z zakresu 0,19-0,37 mm wióry są podatne na łamanie na małe segmenty. Gdy wartość posuwu zmienia się z 0,19 do 0,37 mm, średnia długość wióra zmniejsza się z 45 do 15 mm. Zwiększenie wartości posuwu sprzyja powstawaniu nieciągłych wiórów. Może to wynikać z faktu, że wraz ze wzrostem posuwu zwiększa się sztywność wióra (zwiększa się powierzchnia przekroju wióra). W tym przypadku widać również, że wpływ prędkości skrawania na kształt i wielkość wiórów jest mniejszy w porównaniu do posuwu. Prędkość skrawania nie odgrywa żadnej roli w łamliwości wiórów, a wióry o tej samej długości są obserwowane dla wszystkich prędkości skrawania. Warto wspomnieć, że wióry mogą być splątane wokół dwóch rowków wiórowych wiertła, gdy posuw jest niewielki (0,02 mm). To splątanie wiórów wynika z trudności płynnego wyrzucania wiórów z rowków wiórowych wiertła.



Rys. 12. Zaobserwowany kształt wiórów w trakcie wiercenia stopu tytanu Ti6Al4V

Fig. 12. Observed shape of chips during drilling of Ti6Al4V titanium alloy

Topografia powierzchni jest jedną z głównych cech branych pod uwagę w celu oceny jakości cięcia w procesach obróbki skrawaniem. Rysunek 13. pokazuje przykładową mapę topograficzną powierzchni przekroju wywierconego otworu. Na podstawie map topografii, można zauważyć, że jakość otworu była najgorsza w przypadku najniższej prędkości skrawania 7 m/min i posuwu 0,2 mm. Średnia chropowatość powierzchni (R_a) wynosiła 5,3 μm . Zaobserwowano również kilka równoległych rowków na ścianie otworu, jak pokazano na rys. 13. Te równoległe rowki zmniejszały się stopniowo wraz ze wzrostem prędkości skrawania i zmniejszeniem posuwu. W miarę zwiększania prędkości skrawania, przy jednoczesnym zmniejszeniu posuwu zaobserwowano poprawę chropowatości powierzchni. W przypadku prędkości skrawania 21 m/min i posuwu 0,07 mm średnia chropowatość powierzchni (R_a) wynosiła 3,8 μm , dla prędkości skrawania 28 m/min i posuwu 0,05 mm średnia chropowatość powierzchni (R_a) wynosiła 3,1 μm . Można to wytłumaczyć faktem, że nagromadzenie wióra w rowkach

Rys. 13. Topografia powierzchni otworów dla różnych parametrów skrawania: a) $v_c = 7$ m/min, $f_z = 0,2$ mm, b) $v_c = 21$ m/min, $f_z = 0,07$ mm, c) $v_c = 28$ m/min, $f_z = 0,05$ mmFig. 13. Topography of the surface for different cutting parameters: a) $v_c = 7$ m/min, $f_z = 0,2$ mm, b) $v_c = 21$ m/min, $f_z = 0,07$ mm, c) $v_c = 28$ m/min, $f_z = 0,05$ mm

wiórowych malało wraz ze wzrostem prędkości skrawania. Dzięki temu można uzyskać lepszą topografię powierzchni dla wyższej prędkości skrawania i małej wartości posuwu.

4. Wnioski

W artykule przeprowadzono serię prób wiercenia na sucho stopu Ti6Al4V, mających na celu analizę: siły posuwowej, momentu skrawania, wielkości powstałych zadziorów, chropowatości powierzchni otworów oraz postaci tworzenia się wióra. Na podstawie uzyskanych wyników można stwierdzić, że:

1. Zarówno wartość siły posuwowej (F_f), jak i momentu skrawania (M_c) jest ściśle związana z wartością przekroju warstwy skrawanej (A_c), która jest powiązana z wartością prędkości posuwu (v_f). Wartość siły posuwowej wzrosła ponad 4-krotnie w odniesieniu do przekroju warstwy skrawanej (A_c), którego pole powierzchni zostało zwiększone z 0,018 do 0,375 mm². Wartość momentu skrawania wzrosła ponad 5-krotnie w odniesieniu do przekroju warstwy skrawanej (A_c), którego pole powierzchni zostało zwiększone z 0,018 do 0,375 mm².
2. Powstawanie oraz kształt zadziorów są określane przez początkowe miejsce pęknięcia materiału, które zależy od wartości odkształcenia plastycznego. Wielkość zadziorów zależy również pośrednio od pozostałej do usunięcia warstwy skrawanej i miejsca inicjalizacji pęknięcia. W zakresie badanych parametrów skrawania zauważono, że wysokość zadziorów (h_c) jest najbardziej zależna od posuwu, w nieco mniejszym stopniu od prędkości skrawania.
3. Kształt i wielkość wiórów są silnie uzależnione od wartości posuwu. Aby zapewnić poprawny przebieg procesu wiercenia i późniejszego zautomatyzowanego montażu, wióry należy rozbić na segmenty. Wyniki eksperymentalne wskazują, że wiercenie z posuwem z przedziału od 0,2 do 0,3 mm daje wióry segmentowe.
4. Większą dokładność w zakresie tolerancji okrągłości wykonania otworu można uzyskać przy wyższej prędkości skrawania i małym posuwie.
5. Chropowatość powierzchni była znacznie mniejsza dla większych prędkości skrawania i małej wartości posuwu.

Literatura

- [1] Ren N., Jiang L., Liu D., Lv L., Wang Q.: Comparison of the simulation and experimental of hole characteristics during nanosecond-pulsed laser drilling of thin titanium sheets, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 76 (2014) 735-743.
- [2] Shetty P.K., Shetty R., Shetty D., Rehaman N.F., Jose T.K.: Machinability study on dry drilling of titanium alloy Ti-6Al-4V using L9 orthogonal array, *Procedia Mater. Sci.*, 5 (2014) 2605-2614.

- [3] Shyha I.S., Soo S.L., Aspinwall D.K., Bradley S., Perry R., Harden P., Dawson S.: Hole quality assessment following drilling of metallic-composite stacks, *Int. J. Tools Manuf.*, 51 (2011) 569-578.
- [4] Abdelhafeez A.M., Soo S.L., Aspinwall D.K., Dowson A, Arnold D.: Burr formation and hole quality when drilling titanium and aluminium alloys, *Procedia CIRP*, 37 (2015) 230-235.
- [5] Bi S., Liang J.: Experimental studies and optimization of process parameters for burrs in dry drilling of stacked metal materials. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 53 (2010) 867-876.
- [6] Nouari M., List G., Girot F., Géhin D.: Effect of machining parameters and coating on wear mechanisms in dry drilling of aluminium alloys, *Int. J. Tools Manuf.*, 45 (2005) 1436-1442.
- [7] Cantero J.L., Tardío M.M., Canteli J.A., Marcos M., Miguélez M.H.: Dry drilling of alloy Ti-6Al-4V, *Int. J. Tools Manuf.*, 45 (2005) 1246-1255.
- [8] Li R., Hegde P., Shih A.J.: High-throughput drilling of titanium alloys. *Int. J. Tools Manuf.*, 47 (2007) 63-74.
- [9] Dornfeld D.A., Kim J.S., Dechow H, Hewson J, Chen L.J.: Drilling burr formation in titanium alloy Ti-6Al-4V, *CIRP Ann-Manuf. Technol.*, 48 (1999) 73-76.
- [10] Sun J., Guo Y.B.: A new multi-view approach to characterize 3D chip morphology and properties in end milling titanium Ti-6Al-4V, *Int. J. Tools Manuf.*, 48 (2008) 1486-1494.
- [11] Pawar O.A., Gaikhe Y.S., Tewari A., Sundaram R., Joshi S.S.: Analysis of hole quality in drilling GLARE fiber metal laminates, *Compos. Struct.*, 123 (2015) 350-365.
- [12] Bono M., Ni J.: The effects of thermal distortions on the diameter and cylindricity of dry drilled holes. *Int. J. Tools Manuf.*, 41 (2001) 2261-2270.
- [13] Prasanna J., Karunamoorthy L., Venkat Raman M., Prashanth S., Raj Chordia D.: Optimization of process parameters of small hole dry drilling in Ti-6Al-4V using Taguchi and grey relational analysis, *Measurement*, 48 (2014) 346-354.
- [14] Hsu I., Tsao C.C.: Study on the effect of frequency tracing in ultrasonic-assisted drilling of titanium alloy, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 43 (2008) 127-135.
- [15] Ko S., Chang J., Yang G.: Burr minimizing scheme in drilling, *J. Mater. Process Technol.*, 140 (2003) 237-242.
- [16] Ko S., Lee J.: Analysis of burr formation in drilling with a new-concept drill, *J. Mater. Process. Technol.*, 113 (2001) 392-398.
- [17] Lei S., Liu W.J.: High-speed machining of titanium alloys using the driven rotary tool, *Int. J. Tools Manuf.*, 42 (2002) 653-661.
- [18] Denkena B., Boehnke D., Dege J.H.: Helical milling of CFRP-titanium layer compounds, *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.*, 1 (2008) 64-69.

Podziękowania

Badania zostały przeprowadzone przy użyciu sprzętu badawczego zakupionego w ramach projektu „Utworzenie Międzyuczelnianego Laboratorium Naukowo-Badawczego w Stalowej Woli” w ramach Programu Operacyjnego Rozwój Polski Wschodniej 2007-2013, Oś priorytetowa I Nowoczesna gospodarka, Działanie 1.3, umowa nr POPW.01.03.00-18-016/12-00.

EFFECT OF CUTTING PARAMETERS IN THE ASPECT OF THE ACCURACY OF DRILLING PROCESSING TITANIUM ALLOYS Ti6Al4V

Summary

The drilling of ductile materials, such as Ti6Al4V, is often associated with insufficient chip evacuation, resulting in disturbances in the machining process. Chips formed during the drilling process of plastic materials are ductile and tend to accumulate in the chip flutes of the tool. Such chip formation may result in scratches on the hole surface, sticking the material to the cutting tool, and also on accelerated wear of the cutting edge. This article presents the analysis of the drilling process and assessment of the quality of the hole after drilling Ti6Al4V titanium alloy without coolant at various processing parameters. As part of the research, the feed force and cutting moment were monitored, the shape and dimensional accuracy and the quality of the hole surface and the shape of the chips. The test results show that the hole quality can be improved by appropriate selection of cutting parameters. Observation of the surface at the exit of the tool from the material indicated plastic deformation (burrs) in different cutting conditions. The results of the experiment also showed that the shape and size of burrs is strongly influenced by the feed speed.

Keywords: drilling, feed force, cutting moment, chips, titanium alloy

DOI: 10.7862/ rm.2019.07

Otrzymano/received: 17.09.2018 r.

Zaakceptowano/accepted: 16.11.2018 r.

Maria TYCHANICZ-KWIECIEN¹

Aleksandra MAZUR²

Paweł GIL³

Rafał GAŁEK⁴

WPLYW OŻEBROWANIA RURY NA WARUNKI WYMIANY CIEPŁA PRZY KONWEKCJI SWOBODNEJ W POWIETRZU

Artykuł przedstawia wstępne wyniki pomiarów cieplnych rurowego wymiennika ciepła typu woda–powietrze, wykonanego z odcinków rur gładkich oraz ożebrowanych z żebrami śrubowymi. Stanowisko pomiarowe znajduje się na wyposażeniu Zakładu Termodynamiki Wydziału Budowy Maszyn i Lotnictwa Politechniki Rzeszowskiej. Dokonano pomiarów mocy cieplnej traconej przez przenikanie na rurze gładkiej oraz ożebrowanej w funkcji różnicy temperatury wody wlotowej i temperatury otoczenia oraz współczynników przenikania ciepła: rury gładkiej – odniesionego do powierzchni zewnętrznej oraz dla rury ożebrowanej – odniesionego do powierzchni całkowitej ożebrowania. Wyniki pomiarów wskazują, że moc cieplna rozpraszana do otoczenia wzrasta niemal trzykrotnie w wyniku zastosowania ożebrowania w stosunku do powierzchni gładkiej. Z kolei współczynnik przenikania ciepła określony dla rury gładkiej osiągnął wartość wielokrotnie większą niż dla rury ożebrowanej.

Słowa kluczowe: powierzchnie ożebrowane, przenikanie ciepła, konwekcja swobodna, moc cieplna

Nomenklatura:

A – pole powierzchni,

c – ciepło właściwe,

d – średnica,

g – grubość żebra,

h – współczynnik przejmowania ciepła,

L – długość rury,

n – podziałka żeber,

¹ Corresponding author/autor do korespondencji: Maria Tychanicz-Kwiecień, Politechnika Rzeszowska, Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów, tel. 17 743 2299, e-mail: mtychanicz@prz.edu.pl

² Aleksandra Mazur, Politechnika Rzeszowska, e-mail: aleksandra.mazur@interia.pl

³ Paweł Gil, Politechnika Rzeszowska, e-mail: gilpawel@prz.edu.pl

⁴ Rafał Gałek, Politechnika Rzeszowska, e-mail: rafalgalek@prz.edu.pl

R – opór cieplny,
 r – promień,
 \dot{Q} – moc cieplna,
 T – temperatura,
 \dot{V} – wydatek objętościowy wody,
 U – współczynnik przenikania ciepła,

Symbole greckie:

λ – współczynnik przewodzenia ciepła,
 η – sprawność żebra,
 ρ – gęstość wody,

Indeksy:

$_1$ – dotyczy rury zewnętrznej,
 $_2$ – dotyczy rury wewnętrznej,
 $_3$ – dotyczy wymiaru bazowego ożebrowania,
 $_4$ – dotyczy wymiaru zewnętrznego ożebrowania,
 $_b$ – dotyczy ożebrowania,
 $przejm.$ – dotyczy przejmowania ciepła,
 $przew.$ – dotyczy przewodzenia ciepła,
 f_{inn} – dotyczy płynu wewnątrz rury (wody),
 f_{out} – dotyczy płynu na zewnątrz rury (powietrze),
 i – wewnętrzny (ang. inner),
 mz – dotyczy przestrzeni międzyżebrowej,
 o – zewnętrzny (ang. outer),
 op – dotyczy rury gładkiej,
 r – dotyczy rury,
 wi – dotyczy ścianki wewnętrznej rury,
 wo – dotyczy podstawy żebra,
 wz – dotyczy wierzchołka żebra,
 z – dotyczy żebra.

1. Wprowadzenie

Naturalny, konwekcyjny przepływ ciepła jest szeroko wykorzystywany w urządzeniach stosowanych w przemyśle i procesach technologicznych. Proces ten jednak cechuje się stosunkowo niskim współczynnikiem przenikania ciepła, z czego wynika konieczność prowadzenia badań nad intensyfikacją konwekcyjnej wymiany ciepła. Polega ona na zwiększeniu obciążenia cieplnego określonej powierzchni (wzrostu mocy cieplnej) przy określonym spadku temperatury. Cel ten można osiągnąć przez rozwinięcie powierzchni, tj. przez zastosowanie żeber [1] lub igieł bądź przez zwiększenie współczynnika przejmowania ciepła drogą sztucznej turbulizacji strumienia, lub przez sztuczne zrywanie laminarnej warstwy przyściennej [2]. Drugi z wymienionych sposobów sprowadza się właściwie

do realizacji bardziej intensywnego mieszania płynu w warstwie przyściennej z płynem oddalonym od tej warstwy. Z reguły mieszanie to odbywa się sposobami mechanicznymi. Są jednak możliwe inne sposoby mieszania, jak np. przy wykorzystaniu strugi syntetycznej [3], ultradźwięków [4] lub wyładowań elektrycznych [5]. Wymienniki ciepła z powierzchniami ożebrowanymi znajdują szerokie zastosowanie w wielu gałęziach przemysłu, np. w chłodnictwie, wentylacji, motoryzacji i wielu innych.

Żebra mogą być wykorzystywane w celu zwiększenia powierzchni wymiany ciepła, zarówno powierzchni płaskich (np. płyta absorbera w panelu słonecznym [6]), jak i rur, na zewnątrz lub wewnątrz. Jeśli żebra występują zarówno wewnątrz, jak i na zewnątrz, to jest to wymiennik obustronnie żebrowany. Zastosowanie obustronnego ożebrowania rury może zwiększyć jej wydajność cieplną nawet o 260% w stosunku do rur zewnętrznie ożebrowanych, ale wewnętrznie gładkich [7].

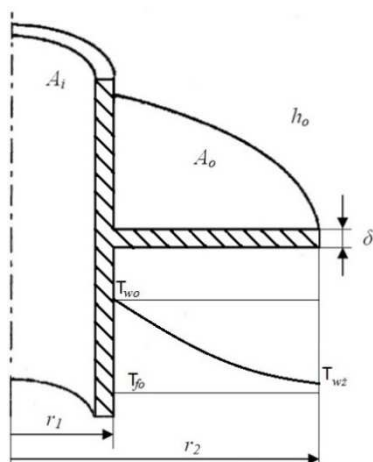
Wśród rozwiązań konstrukcyjnych stosowanych przy zwiększaniu powierzchni rur wyróżnia się m.in.: rury z żebrami wzdłużnymi, poprzecznymi, śrubowymi, okrągłymi i prostokątnymi. W zależności od technologii otrzymuje się żebra obwodowe rozmieszczone z daną podziałką lub żebra spiralne o określonym skoku. Z uwagi na różnorodność procesów, technologii, jak i zastosowań powierzchni żebrowanych, w bibliografii można odnaleźć wiele badań dotyczących wyznaczenia charakterystyk cieplnych i przepływowych wymienników dla różnych parametrów konstrukcyjnych żeber czy też specyficznego zastosowania [8, 9]. Na przykład w przypadku ożebrowania kanału w wymienniku krzyżowym rekuperatora bardziej korzystne pod względem efektywności wymiany ciepła jest wykorzystanie kanału o mniejszym przekroju i rzadszym ożebrowaniu niż o większym przekroju i gęstszym ożebrowaniu [10]. Natomiast w przypadku wymienników do odzysku ciepła z gazów spalinowych zastosowanie sinusoidalnych żeber w stosunku do spiralnie karbowanej rury pozwoliło zwiększyć wymianę ciepła o około 27,4-39,5% [11].

W ostatnim czasie obserwuje się zainteresowanie miniaturyzacją urządzeń, w szczególności tych z zakresu wymiany ciepła [12], a więc i zastosowaniem mikrożeber w wymiennikach ciepła. W badaniach [13, 14] jednoznacznie wskazano, że miniaturyzacja w tym obszarze jest zasadna i korzystnie wpływa na proces wymiany ciepła, intensyfikując go.

Celem artykułu jest przedstawienie wpływu ożebrowania fragmentu powierzchni rurowego wymiennika ciepła na wymianę ciepła na drodze konwekcji swobodnej w powietrzu. Wymiennik ciepła typu woda-powietrze został wykonany z fragmentów rur gładkich oraz ożebrowanych. Określono moc cieplną przekazywaną do otoczenia dla rury gładkiej i ożebrowanej oraz współczynniki przenikania ciepła obydwu powierzchni.

2. Wymiana ciepła przez powierzchnie ożebrowane

Stosowanie żeber jest celowe tylko w przypadku, gdy przez ożebrowanie powierzchni osiąga się zwiększenie strumienia wymienianego ciepła. Kryterium celowości stosowania żeber określa liczba Biota dla żebra ($Bi < 0,4$) [15]. Żebro przewodzi ciepło od podstawy żebra (rury) do jego wierzchołka. Dodatkowo wzdłuż żebra zachodzi wymiana ciepła przez konwekcję. Dlatego na długości żebra powstaje spadek temperatury od T_{wo} do T_{wz} (rys. 1.). Stosowanie żeber jest celowe w przypadku, gdy powierzchnia jest omywana gazem. Zwiększenie strumienia ciepła przejmowanego od powierzchni użebrowanej można osiągnąć przez zmniejszenie odstępów pomiędzy żebrami. Daje to pożądany efekt, ale do pewnej granicznej wartości odstępów, przy której następuje zetknięcie warstw przyściennych powstałych na powierzchniach sąsiednich żeber.



Rys. 1. Żebro okrągłe o stałej grubości

Fig. 1. Round fin of constant thickness

Skuteczność stosowania żeber ocenia się za pomocą sprawności żebra, która określa moc cieplną \dot{Q}_z przejmowaną od żebra przy rzeczywistym rozkładzie temperatury do mocy cieplnej $\dot{Q}_{zT=T_{wo}}$ przejmowanej od żebra przy stałej temperaturze żebra równej temperaturze nasady (podstawy) żebra T_{wo} . Sprawność żebra jest określana wzorem:

$$\eta_z = \frac{\dot{Q}_z}{\dot{Q}_{zT=T_{wo}}} \quad (1)$$

Średnia temperatura żebra (o powierzchni zewnętrznej A_z) jest obliczona jako:

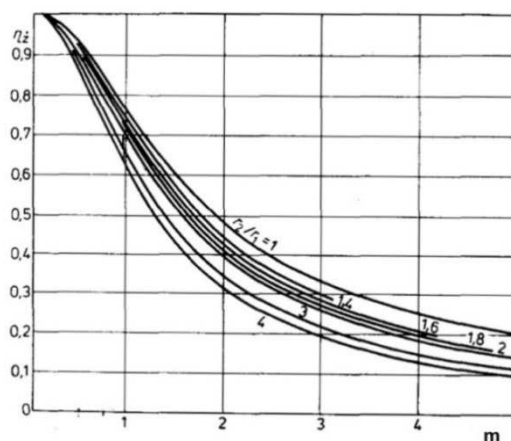
$$T_{\bar{z}} = \frac{1}{A_z} \int_{A_z} T dA \quad (2)$$

Jakościowy rozkład temperatury żebra $T_z = f(r_2 - r_1)$ zaprezentowano na rys. 1. Określenie rozkładu temperatury wymaga skomplikowanego aparatu matematycznego, w związku z tym korzysta się z wykresów sprawności żebra, opracowanych przez innych badaczy. Przykład takiego wykresu pokazano na rys. 2.

W celu wyznaczenia sprawności żebra okrągłego, w pierwszej kolejności należy wyznaczyć wartość:

$$m = (r_2 - r_1) \sqrt{\frac{2 \cdot h_z}{\lambda_z \cdot g}} \quad (3)$$

a następnie skorzystać z wykresu przedstawionego na rys. 2.



Rys. 2. Sprawność żeber okrągłych o stałej grubości [15]

Fig. 2. The efficiency of round fins of constant thickness

Intensywność procesu wymiany ciepła, zachodząca pomiędzy dwoma płynami oddzielonymi ścianką (przeponą, przegrodą), zależy od współczynników przejmowania ciepła płynów po obydwu stronach ścianki oraz od współczynnika przewodzenia ciepła i grubości ścianki. Moc cieplna \dot{Q} przekazywana od płynu wewnętrznego o średniej temperaturze T_i do płynu zewnętrznego o średniej temperaturze T_o przez powierzchnię A jest określona zależnością:

$$\dot{Q} = U \cdot A \cdot (T_i - T_o) \quad (4)$$

Współczynnik przenikania ciepła dla ścianki cylindrycznej (rurowej) odniesiony do powierzchni wewnętrznej jest opisany zależnością:

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_i} + \frac{A_i \cdot \ln\left(\frac{d_o}{d_i}\right)}{2 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot L} + \frac{A_i}{A_o} \frac{1}{h_o} \quad (5)$$

Równanie (5) można również zapisać jako:

$$\frac{1}{U} = R_{\text{przejm}_i} + R_{\text{przew}} + R_{\text{przejm}_o} \quad (6)$$

Przy zaniedbaniu oporu przewodzenia ścianki współczynnik przenikania ciepła będzie istotnie zależał od najmniejszej wartości współczynnika przejmowania ciepła ośrodka. Biorąc pod uwagę wartość współczynnika przejmowania ciepła w warunkach konwekcji swobodnej w powietrzu (około 4,33 W/(m²K) oraz w wodzie podczas konwekcji wymuszonej (500-1000 W/m²K), intensyfikacja wymiany ciepła poprzez rozwinięcie powierzchni w postaci stosowania żeber w rurowym wymienniku ciepła typu woda-powietrze jest zasadna.

Współczynnik przenikania ciepła U dla rur żebrowanych odniesiony do powierzchni wewnętrznej można wyznaczyć z zależności:

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_i} + \frac{A_i \cdot \ln\left(\frac{d_{ro}}{d_{ri}}\right)}{2 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot L} + \frac{A_i}{h_{mz} \cdot A_{mz} + h_z \cdot A_z \cdot \eta_z} \quad (7)$$

Ponieważ pole powierzchni międzyżebrowej jest dużo mniejsze od pola powierzchni żeber $A_{mz} \ll A_z$, wówczas można założyć, że człon $h_{mz} \cdot A_{mz}$ w równaniu (7) jest równy zeru. Zatem równanie (7) przybiera postać:

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_i} + \frac{A_i \cdot \ln\left(\frac{d_{ro}}{d_{ri}}\right)}{2 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot L} + \frac{A_i}{h_o \cdot A_o} \quad (8)$$

3. Opis stanowiska badawczego

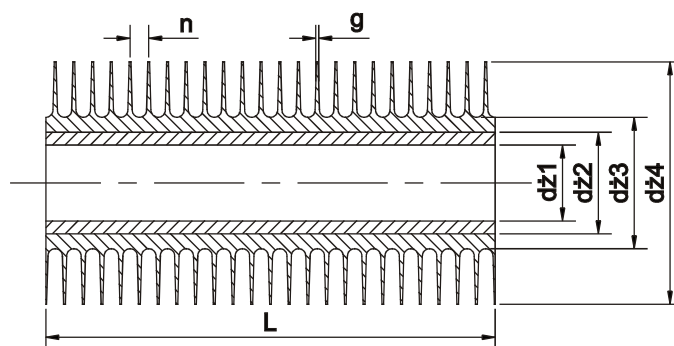
Widok stanowiska badawczego przedstawiono na rys. 3. Głównymi elementami stanowiska są półmetrowe odcinki rury bimetalowej wysokożebrowanej oraz rury gładkiej. Rura jest wykonana z polerowanej stali nierdzewnej, natomiast żebra – z aluminium. Połączone równolegle rury są zasilane gorącą wodą z ultratermostatu (UT), przy czym dopływ czynnika do każdego odcinka można regulować za pomocą zaworu (Z1, Z2). Na wlocie i wylocie każdej z rur umieszczono termopary typu K (chromel-alumel) o spoinie pomiarowej długości ok. 1 cm, sięgającej w przybliżeniu od osi rury do powierzchni jej ścianki wewnętrznej. Dodatkowa termopara umożliwia pomiar temperatury powietrza w laboratorium. Na wspólnym dla obu rur odcinku zasilania znajduje się licznik ciepła Kamstrup MULTICAL 402 dokonujący pomiaru temperatur na zasilaniu i powrocie oraz wydatku objętościowego czynnika.

Pomiar wartości rezystancji czujników Pt500 w liczniku ciepła jest wykonywany pośrednio. Przekroje poprzeczne rury ożebrowanej i gładkiej przedstawiono odpowiednio na rys. 4. oraz 5. Z kolei schemat stanowiska badawczego pokazano na rys. 6. Wymiary geometryczne badanych rur wymiennika ciepła zestawiono w tab. 1.



Rys. 3. Zdjęcie stanowiska badawczego: 1 – licznik ciepła Kamstrup MULTICAL 402, 2 – zawór rury ożebrowanej, 3 – zawór rury gładkiej

Fig. 3. A photo of experimental set-up: 1 – Kamstrup MULTICAL 402 heat meter, 2 – finned pipe valve, 3 – smooth pipe valve

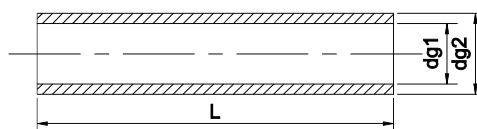


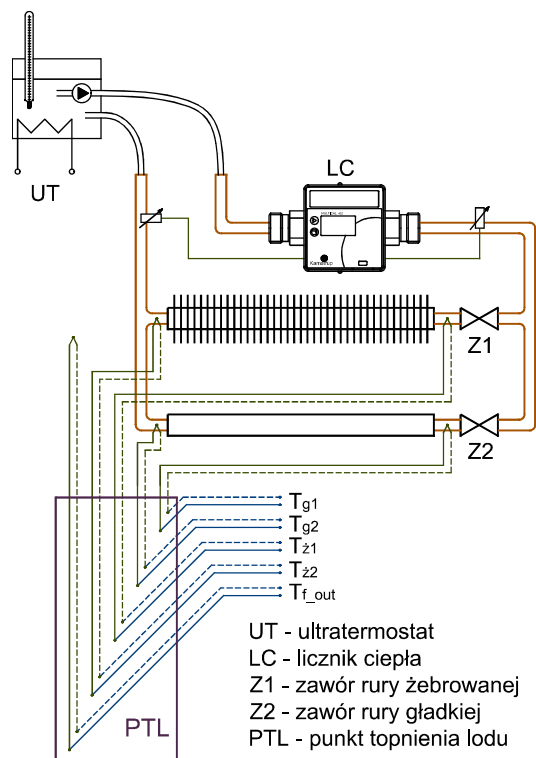
Rys. 4. Oznaczenia parametrów geometrycznych dla rury wysokożebrowanej

Fig. 4. Indications of geometrical parameters of a bimetal finned pipe

Rys. 5. Oznaczenia parametrów geometrycznych dla rury gładkiej

Fig. 5. Indications of geometrical parameters for a smooth pipe





Rys. 6. Schemat stanowiska badawczego

Fig. 6. The schematic diagram of the experimental set-up

Tabela 1. Wymiary badanych rur

Table 1. Dimensions of the investigated pipes

	Parametr	Symbol	Wartość	Jednostka
Rura żebrowana	średnica wewnętrzna rury wewnętrznej	d_{z1}	22	mm
	średnica zewnętrzna rury wewnętrznej	d_{z2}	25,4	mm
	średnica bazowa ożebrowania	d_{z3}	26,6	mm
	średnica zewnętrzna ożebrowania	d_{z4}	57	mm
	podziałka żeber	n	2,5	mm
	grubość żebra	g	0,35	mm
	długość	L	0,5	m
Rura gładka	średnica wewnętrzna	d_{g1}	22	mm
	średnica zewnętrzna	d_{g2}	25	mm
	długość	L	0,5	m

4. Metodyka badań

Wymianę ciepła w stanie ustalonym dla bimetalowej rury żebrowanej opisują równania dotyczące następujących procesów:

1. Przejmowania ciepła wewnątrz rury:

$$\dot{Q}_z = h_i A_i (T_{f_inn} - T_{wi}) \quad (9)$$

2. Przewodzenia ciepła:

$$\dot{Q}_z = \frac{T_{wi} - T_{wo}}{\frac{\ln\left(\frac{d_{z2}}{d_{z1}}\right)}{2\pi\lambda_1 L} + \frac{\ln\left(\frac{d_{z3}}{d_{z2}}\right)}{2\pi\lambda_2 L}} \quad (10)$$

3. Przejmowania ciepła na powierzchni zewnętrznej:

$$\dot{Q}_z = h_o A_o (T_{wo} - T_{f_out}) \quad (11)$$

4. Przenikania ciepła:

$$\dot{Q}_z = \frac{T_{f_inn} - T_{f_out}}{\frac{1}{h_i A_i} + \frac{\ln\left(\frac{d_{z2}}{d_{z1}}\right)}{2\pi\lambda_1 L} + \frac{\ln\left(\frac{d_{z3}}{d_{z2}}\right)}{2\pi\lambda_2 L} + \frac{1}{h_o A_o}} \quad (12)$$

Występujący w przedstawionych wzorach współczynnik przejmowania ciepła, określony dla całego ożebrowania h_o , należy interpretować jako wielkość efektywną, zależną od warunków przejmowania ciepła wzdłuż żeber oraz na powierzchni międzyżebrowej:

$$h_o = \eta_z h_z \frac{A_z}{A_o} + h_{mz} \frac{A_{mz}}{A_o} \quad (13)$$

Powierzchnia całkowita ożebrowania jest sumą powierzchni żeber i powierzchni międzyżebrowej: $A_o = A_z + A_{mz}$. Z wystarczającą dokładnością można ją obliczyć ze wzoru:

$$A_o = \pi d_3 L + 2i \left(\frac{\pi d_4^2}{4} - \frac{\pi d_3^2}{4} \right) = \pi d_3 L + \frac{\pi i}{2} (d_4^2 - d_3^2) \quad (14)$$

gdzie: $i = \frac{L}{n}$ – liczba żeber.

Powierzchnię bazową ożebrowania A_b można obliczyć w oparciu o średnicę podstawy żeber z zależności:

$$A_b = \pi d_3 L \quad (15)$$

Wymiana ciepła dla rury gładkiej jest opisana wzorami analogicznymi do równań (9)-(12), przy czym mianownik we wzorach (10)-(12) nie uwzględnia wyrazów związanych z przewodzeniem ciepła, a współczynniki przejmowania ciepła h_i oraz h_o odnoszą się odpowiednio do powierzchni wewnętrznej i zewnętrznej rury gładkiej. W trakcie badań zmierzono wartości temperatur na wlocie i wylocie odpowiednio dla rury gładkiej i żebrowanej (T_{g1} , T_{g2} , T_{z1} , T_{z2}) oraz temperaturę powietrza na zewnątrz rur w obszarze niezaburzonym przez wpływ konwekcji swobodnej $T_{f,out}$. Temperaturę wody wewnątrz rur można obliczyć jako średnią arytmetyczną temperatury wlotowej i wylotowej:

$$T_{f,inn,g} = \frac{T_{g1} + T_{g2}}{2} \quad (16)$$

$$T_{f,inn,z} = \frac{T_{z1} + T_{z2}}{2} \quad (17)$$

Pomiar spadku temperatury na odcinku rury pozwala na określenie mocy cieplnej wymienianej z otoczeniem:

$$\dot{Q}_g = \rho c_w \dot{V} (T_{g1} - T_{g2}) \quad (18)$$

$$\dot{Q}_z = \rho c_w \dot{V} (T_{z1} - T_{z2}) \quad (19)$$

Gęstość wody ρ należy określać dla temperatur wlotowych T_{g1} i T_{z1} , natomiast ciepło właściwe c_w dla temperatur $T_{f,inn,g}$ i $T_{f,inn,z}$. Wyznaczoną w ten sposób moc cieplną można wyrazić również, za pomocą temperatur płynu wewnątrz i na zewnątrz rury, zależnością o ogólnej postaci:

$$\dot{Q} = UA(T_{f,inn} - T_{f,out}) \quad (20)$$

gdzie U oznacza współczynnik przenikania ciepła odniesiony do powierzchni A . Na tej podstawie można określić wartość współczynnika przenikania ciepła rury gładkiej odniesioną do jej powierzchni zewnętrznej:

$$U_{go} = \frac{\dot{Q}_g}{A_{go}(T_{f,inn,g} - T_{f,out})} \quad (21)$$

gdzie: $A_{go} = \pi d_{g2} L$.

Wartość współczynnika przenikania ciepła rury żebrowanej odniesiona do powierzchni bazowej ożebrowania:

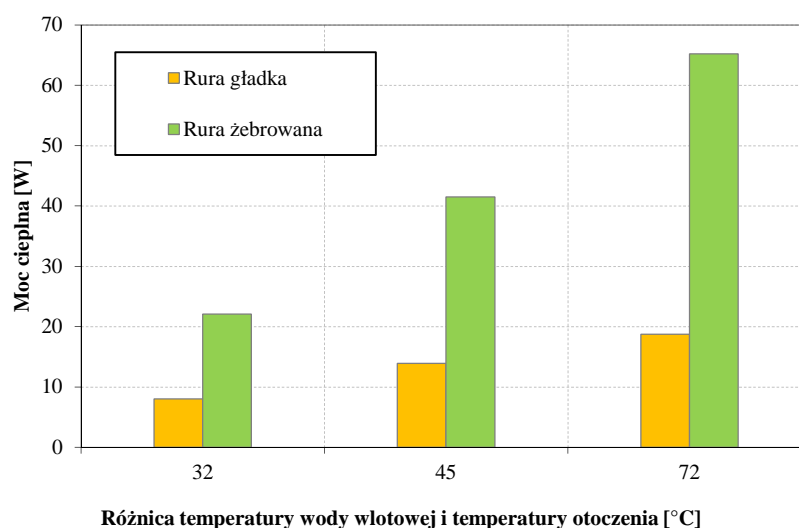
$$U_{zb} = \frac{\dot{Q}_z}{A_b(T_{f,inn,z} - T_{f,out})} \quad (22)$$

Z kolei wartość współczynnika przenikania ciepła rury żebrowanej odniesiona do powierzchni całkowitej ożebrowania:

$$U_{zo} = \frac{\dot{Q}_z}{A_o(T_{f,inn,z} - T_{f,out})} \quad (23)$$

5. Wyniki pomiarów

Pomiary wykonano dla trzech wartości różnicy temperatur pomiędzy wodą wlotową a temperaturą otoczenia: 32°C, 45°C i 72°C. Na rysunku 7. przedstawiono zależność mocy cieplnej oddanej do otoczenia w wyniku konwekcji swobodnej dla rury gładkiej i ożebrowanej w funkcji różnicy temperatury wody wlotowej do wymiennika i temperatury otoczenia.

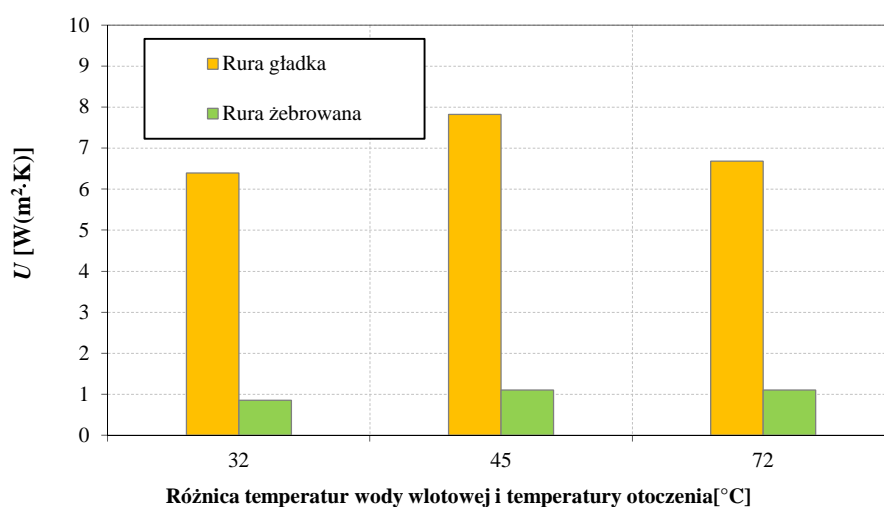


Rys. 7. Zależność mocy cieplnej od różnicy temperatur wody wlotowej i temperatury otoczenia dla rury gładkiej i ożebrowanej

Fig. 7. Thermal power as a function of temperature difference between inlet water temperature and ambient temperature for a finned and a smooth pipe

Jak wynika z rysunku 7., ilość ciepła przekazana do otoczenia wzrasta wraz ze wzrostem różnicy temperatur pomiędzy wodą wlotową i temperaturą otoczenia i jest zdecydowanie większa dla wymiennika ożebrowanego przy tej samej długości urządzenia, co wynika ze zwiększonej powierzchni wymiany ciepła. Analogicznie przyrost mocy cieplnej wraz ze wzrostem różnicy temperatur jest większy dla rury ożebrowanej.

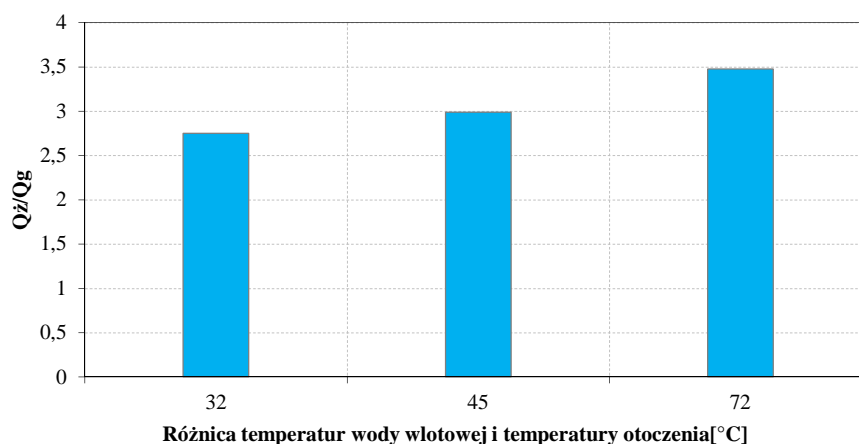
Na rysunku 8. zestawiono wyznaczone współczynniki przenikania ciepła dla rury gładkiej i ożebrowanej. W przypadku rury ożebrowanej współczynnik przenikania ciepła nie jest wprost proporcjonalny do wzrastającej różnicy temperatur, jego największą wartość zaobserwowano dla różnicy temperatur 45°C , co może wynikać z niepewności pomiaru. Dla rury gładkiej o tej samej długości wyznaczony współczynnik przenikania ciepła jest ponad siedmiokrotnie większy i wynosi maksymalnie około $8 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$. Analizując proces wymiany ciepła w przedstawionym układzie, należy rozpatrzyć wpływ radiacyjnej wymiany ciepła. Ze względu na niską emisyjność materiału rury (polerowana stal nierdzewna, $\varepsilon = 0,1$) oraz żebra (aluminium, $\varepsilon = 0,2$) radiacyjny współczynnik przejmowania ciepła przyjmuje pomijalnie małą wartość, w związku z czym straty ciepła przez promieniowanie również mogą być pominięte.



Rys. 8. Zależność współczynnika przenikania ciepła od różnicy temperatur wody wlotowej i temperatury otoczenia dla rury gładkiej i ożebrowanej

Fig. 8. Heat transfer coefficient as a function of temperature difference between inlet water temperature and ambient temperature for a finned and a smooth pipe respectively

Wyznaczono również stosunek mocy cieplnej rury ożebrowanej i rury gładkiej w zależności od różnicy temperatury wody wlotowej i temperatury otoczenia, a wyniki przedstawiono na rys. 9. Im wyższa jest różnica temperatur, tym większa jest różnica mocy cieplnej rury gładkiej i ożebrowanej. Stosunek mocy cieplnej wzrasta o około 26% w miarę wzrostu różnicy temperatur na skutek intensyfikacji konwekcyjnej wymiany ciepła.



Rys. 9. Stosunek mocy cieplnej rury ożebrowanej i gładkiej w funkcji różnicy temperatur wody wlotowej i temperatury otoczenia

Fig. 9. The ratio of thermal power for finned and smooth pipe as a function of temperature difference between inlet water temperature and ambient temperature

6. Podsumowanie

W wielu procesach technicznych i przemysłowych jest pożądana jak największa intensyfikacja wymiany ciepła. Intensyfikacja tego zjawiska jest możliwa m.in. przez rozwinięcie powierzchni wymiany ciepła, np. przez ożebrowanie powierzchni. Celem artykułu było określenie wpływu ożebrowania powierzchni rury na intensyfikację konwekcyjnej wymiany ciepła w powietrzu.

Analizie poddano rurowy wymiennik ciepła, składający się z jednakowej długości odcinków rury gładkiej i ożebrowanej z zewnętrznymi żebrami śrubowymi. Wykonano wstępne pomiary cieplne wymiennika, w tym określono moc cieplną przekazywaną do otoczenia oraz współczynniki przenikania ciepła odpowiednio dla powierzchni gładkiej oraz ożebrowanej.

Z przeprowadzonych badań wynika, że zastosowanie ożebrowania powierzchni nie przyczyniło się do intensyfikacji konwekcyjnej wymiany ciepła, o czym świadczy wielokrotnie większa wartość współczynnika przenikania ciepła dla rury gładkiej (około $7 \text{ W/m}^2\text{K}$) niż dla rury ożebrowanej (około $1 \text{ W/m}^2\text{K}$). Moc cieplna rozpraszana do otoczenia dla rury ożebrowanej wzrasta tylko 3-krotnie, pomimo zwiększenia pola powierzchni wymiany ciepła 21-krotnie. Biorąc pod uwagę wartość współczynnika przejmowania ciepła po stronie wody (około $120 \text{ W/m}^2\text{K}$), należy stwierdzić, że opór przejmowania ciepła po stronie wody jest niewielki.

Dodatkowo do wyznaczenia współczynnika przejmowania ciepła wykorzystano korelację Michiejewa na liczbę Nusselta dla przepływu laminarnego w kanale. Uwzględniając również wysoką, określoną sprawność żebra (ponad 90%), można przypuszczać, że nieproporcjonalny względem powierzchni wymiany

ciepła wzrost mocy cieplnej może wynikać z faktu nałożenia się warstw przyściennych w przestrzeni międzyżebrowej w wyniku zbyt małej podziałki żeber.

Literatura

- [1] Acharya S., Dash S.K.: Natural convection heat transfer from a horizontal hollow cylinder with internal longitudinal fins, *Int. J. Thermal Sci.*, 134 (2018) 40-53.
- [2] Goodrich S.S., Marcum W.R.: Natural convection heat transfer and boundary layer transition for vertical heated cylinders, *Exp. Thermal Fluid Sci.*, 105 (2019) 367-380.
- [3] Gil P.: Synthetic jet Reynolds number based on reaction force measurement, *J. Fluids Structures*, 81 (2018) 466-478.
- [4] Bulliard-Sauret O., Berindei J., Ferrouillat S., Vignal L., Mempoiteil A., Poncet C., Leveque J.M., Gondrexon N.: Heat transfer intensification by low or high frequency ultrasound: Thermal and hydrodynamic phenomenological analysis, *Exp. Thermal Fluid Sci.*, 104 (2019) 258-271.
- [5] Lai F.C.: Electrohydrodynamic-enhanced natural convection in an enclosure by a nonsymmetric electric field, *J. Thermophysics Heat Transfer*, 33 (2019) 441-448.
- [6] Kumar A., Layek A.: Nusselt number and friction factor correlation of solar air heater having twisted-rib roughness on absorber plate, *Renewable Energy*, vol. 130 (2019) 687-699.
- [7] Pasierb A., Schweitzer K.H.: Nowe rozwiązania rur obustronnie żebrowanych z wirowym przepływem medium wewnątrz rury, *Rudy Metale*, 49 (2004) 521-524.
- [8] Jedsadaratanachai W., Boonloi A.: Performance analysis and flow visualization in a round tube heat exchanger inserted with wavy V-ribs, *Adv. Mech. Eng.*, 9 (2017) 1-16.
- [9] Zheng N.B., Liu P., Liu Z.C., Liu W.: Numerical simulation and sensitivity analysis of heat transfer enhancement in a flat heat exchanger tube with discrete inclined ribs, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 112 (2017) 509-520.
- [10] Pandelidis D., Anisimov S.: Analiza konstrukcji wymienników wyparnych na przykładzie wymiennika krzyżowego: wyniki symulacji numerycznej, *Rynek instalacyjny*, 10 (2014) 64-70.
- [11] Hong Y., Du J., Li Q., Xu T., Li W.: Thermal-hydraulic performances in multiple twisted tapes inserted sinusoidal rib tube heat exchangers for exhaust gas heat recovery applications, *Energy Conversion Management*, 185 (2019) 271-290.
- [12] Pal S.K., Bhattacharyya S., Pop I.: A numerical study on non-homogeneous model for the conjugate-mixed convection of a Cu-water nanofluid in an enclosure with thick wavy wall, *Appl. Math. Computation*, 356 (2019) 219-234.
- [13] Eiamsa-ard S., Wongcharee K.: Convective heat transfer enhancement using Ag-water nanofluid in a micro-fin tube combined with non-uniform twisted tape, *Int. J. Mech. Sci.*, 146 (2018) 337-354.
- [14] Rao Y., Chen P., Wan C.Y.: Experimental and numerical investigation of impingement heat transfer on the surface with micro W-shaped ribs, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 93 (2016) 683-64.
- [15] Wiśniewski S., Wiśniewski T.S.: Wymiana ciepła, WNT, Warszawa 2000.

THE INFLUENCE OF FINS ON HEAT TRANSFER PERFORMANCE UNDER FREE CONVECTION IN AIR

Summary

The article presents preliminary results of thermal parameter measurements of an air-water tubular heat exchanger made of smooth- and finned pipes. The experimental set-up is the equipment of The Department of Thermodynamics at Rzeszow University of Technology. The following parameters have been measured as a function of temperature difference between inlet water temperature and ambient temperature: dissipated thermal power for smooth- and finned pipes and the heat transfer coefficient for a smooth pipe related to the external surface and heat transfer coefficient for a finned pipe related to the overall finned surface. The results indicate that dissipated thermal power increased almost three times for the finned pipe with regard to the smooth pipe. The heat transfer coefficient obtained for a smooth pipe was considerably greater than for a finned pipe.

Keywords: fins, heat transfer, free convection, thermal power

DOI: 10.7862/rm.2019.08

Otrzymano/received: 12.06.2019 r.

Zaakceptowano/accepted: 14.07.2019 r.

Informacje dodatkowe

1. Lista recenzentów współpracujących będzie opublikowana w czwartym numerze *Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, z. 4/2019 oraz zamieszczona na stronie internetowej:
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
2. Zasady recenzowania są udostępnione na stronie internetowej:
<http://oficyna.prz.edu.pl/zasady-recenzowania/>
3. Informacje dla autorów artykułów są udostępnione na stronie internetowej:
<http://oficyna.prz.edu.pl/informacje-dla-autorow/>
4. Formularz recenzji jest udostępniony na stronie internetowej:
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
5. Instrukcja dla autorów omawiająca szczegółowo strukturę artykułu, jego układ, sposób przygotowywania materiału ilustracyjnego i piśmiennictwa jest zamieszczona na stronach internetowych:
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/instrukcja-dla-autorow/>
oraz
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
w zakładce „Instrukcja dla autorów”.
6. Dane kontaktowe do redakcji czasopisma, adresy pocztowe i e-mail do przesłania artykułów oraz dane kontaktowe do wydawcy są podane na stronie internetowej (Komitet Redakcyjny):
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>

Zasady recenzowania, informacje dla autorów, formularz recenzji, instrukcja dla autorów i dane kontaktowe do redakcji czasopisma i wydawcy będą opublikowane w czwartym numerze *Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, z. 4/2019.