



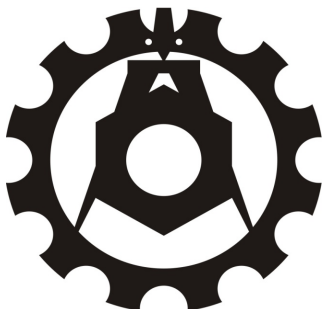
Współczesne technologie w inżynierii produkcji

redakcja
Antoni Świć
Arkadiusz Gola

MONOGRAFIE

Współczesne technologie w inżynierii produkcji

Monografie – Politechnika Lubelska



Politechnika Lubelska
Wydział Mechaniczny
ul. Nadbystrzycka 36
20-618 LUBLIN

Współczesne technologie w inżynierii produkcji

redakcja
Antoni Świć
Arkadiusz Gola



Politechnika Lubelska
Lublin 2017

Recenzenci:

prof. dr hab. inż. Mikołaj Hajduk,

dr hab. inż. Jerzy Stamirowski, prof. Politechniki Świętokrzyskiej

Redakcja techniczna: Łukasz Sobaszek

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2017

ISBN: 978-83-7947-266-6

Wydawca: Politechnika Lubelska

ul. Nadbystrzycka 38D, 20-618 Lublin

Realizacja: Biblioteka Politechniki Lubelskiej

Ośrodek ds. Wydawnictw i Biblioteki Cyfrowej

ul. Nadbystrzycka 36A, 20-618 Lublin

tel. (81) 538-46-59, email: wydawca@pollub.pl

www.biblioteka.pollub.pl

Druk: TOP Agencja Reklamowa Agnieszka Łuczak

www.agencjatorp.pl

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL www.bc.pollub.pl

Nakład: 50 egz.

SPIS TREŚCI

Dominika STRYCHARSKA, Marzena OGÓREK

MODELOWANIE NUMERYCZNE ZUŻYCIA WYKROJÓW
ROZCINAJĄCYCH PODCZAS PROCESU WIEŁOŻYŁOWEGO
WALCOWANIA PRĘTÓW ŻEBROWANYCH..... 7

Jerzy LIPSKI, Monika KULISZ, Ireneusz ZAGÓRSKI

WYZNACZANIE PARAMETRÓW SKRAWANIA PRZY
GRANICZENIACH SIŁOWYCH Z ZASTOSOWANIEM MODELU
SIECI NEURONOWEJ 20

Marek BŁASZCZAK

WPLYW ZJAWISKA DYFUZJI NA STOPIEŃ PRZEMIAN
W BIOMATERIALE NA BAZIE KOBALTU PODDANEGO
OBRÓBCE CIEPLNEJ..... 32

Marian Marek JANCZAREK

ROZWIĄZANIE PROCESÓW CIEPLNYCH W KOMORZE
TECHNICZNEJ PRZY POMOCY ANALOGII ELEKTRYCZNEJ 43

Piotr WITTBRODT, Iwona ŁAPUŃKA

WIELOKRYTERIALNE PROBLEMY DECYZYJNE
W ZASTOSOWANIU DO OCENY STANU NARZĘDZIA
SKRAWAJĄCEGO 55

Adam BARYLSKI

INNOWACYJNE TECHNOLOGIE OBRÓBKI WYKOŃCZENIOWEJ
POWIERZCHNI PŁASKICH NA DOCIERARKACH 65

Paweł LONKWIC

OCENA WPLYWU WARUNKÓW EKSPLOATACYJNYCH
NA WYBRANE PARAMETRY HAMOWANIA DŹWIGU CIERNEGO 81

Marzena OGÓREK, Dominika STRYCHARSKA, Tadeusz FRĄCZEK

ROZWÓJ TECHNOLOGI AZOTOWANIA JONOWEGO MATERIAŁÓW
METALICZNYCH 94

Adam BARYLSKI

ANALIZA EFEKTYWNOŚCI DOCIERANIA ELEMENTÓW
PŁASKICH NA DOCIERARKACH JEDNOTARCZOWYCH..... 107

Myron CZERNIEC

TRWAŁOŚĆ WALCOWEJ PRZEKŁADNI ZĘBATEJ LOKOMOTYWY
PRZY ZMIANIE WSPÓŁCZYNNIKA TARCIA ŚLIZGOWEGO 115

Jakub SZABELSKI

PRZEGLĄD SPOSOBÓW UTWARDZANIA WYBRANYCH KLEJÓW
KONSTRUKCYJNYCH 124

Dominika STRYCHARSKA*, Marzena OGÓREK*

MODELOWANIE NUMERYCZNE ZUŻYCIA WYKROJÓW ROZCINAJĄCYCH PODCZAS PROCESU WIEŁOŻYŁOWEGO WALCOWANIA PRĘTÓW ŻEBROWANYCH

Streszczenie

W pracy przeprowadzono analizę zużycia walców podczas wielożyłowego walcowania prętów żebrowanych przeznaczonych do zbrojenia betonu. Do modelowania numerycznego procesu walcowania zastosowano dwa typy układów wykrojów rozcinających. Do określenia zużycia wykrojów wykorzystano wyniki obliczeń numerycznych jednostkowej pracy sił tarcia otrzymane za pomocą programu komputerowego Forge2011®.

1. WSTĘP

Walcowanie ciągle wyrobów długich można zaliczyć do najbardziej wydajnych procesów pozwalających otrzymać wyrób gotowy o wysokich własnościach mechanicznych i wytrzymałościowych oraz dobrej jakości powierzchni w wąskim zakresie pola tolerancji wymiarowych [1]. Dokładność wymiarowa wyrobu gotowego uzależniona jest od zastosowanych kształtów zestawu wykrojów współpracujących kolejno ze sobą. Wykroje te podczas eksploatacji ulegają zużyciu, co wpływa na dokładność wymiarową wyrobu gotowego i na przebieg procesu walcowania [1–3].

Zużywanie się wykrojów, możemy określić jako ilość materiału, który może zostać przewalcowany za pomocą kompletu walców (2 walce), otrzymując wyroby o odpowiedniej jakości [2].

Najczęściej występującym typem zużycia w procesach przeróbki plastycznej jest zużycie ściernie, wywołane tarciem między powierzchnią roboczą walca a walcowanym materiałem. Do opisu tego rodzaju zużycia często stosowany jest model Archarda [4].

* Politechnika Częstochowska, Wydział Inżynierii Produkcji i Technologii Materiałów,
Katedra Zarządzania Produkcją i Logistyki, ul. Armii Krajowej 19, 42-201 Częstochowa,
tel. 34 325 07 56

Proces walcowania prętów żebrowanych z wzdłużnym rozdzielaniem pasma charakteryzuje się intensywnym zużywaniem się walców z wykrojami rozcinającymi. Intensywność tego zużycia uzależniona jest od wielu czynników, do których można zaliczyć: warunki tarcia, charakter rozkładu i wartości sił nacisków jednostkowych, ciągłej zmiany powierzchni trących, różnicy względnych prędkości między narzędziem i odkształcanym metalem, temperatury walcowanego pasma, czy obecności ciał trzecich, takich jak tlenki i smary na powierzchniach styku metalu z narzędziami [2].

Narzędzia do przeróbki plastycznej powinny zapewniać wysoką jakość wyrobów gotowych przy odpowiednio dużej wielkości produkcji oraz niskich kosztach ich wytworzenia. Wyroby walcowane, aby uznane były za dobrej jakości, muszą spełniać wymagania zawarte w odpowiednich normach, dotyczą one wymiarów, jakości powierzchni oraz własności technologicznych. Czynniki te mają decydujący wpływ na określenie momentu, w którym zużycie wykrojów nie pozwala na walcowanie odpowiednich pod względem dokładności i jakości powierzchni wyrobów [1,5,6].

Stąd też, celem modelowania numerycznego trójżyłowego procesu walcowania prętów żebrowanych było określenie jednostkowej pracy sił tarcia na powierzchni styku pasma z wykrojem, zarówno dla wykrojów stosowanych obecnie (z 2 wykrojami rozcinającymi) jak i nowych (z 3 wykrojami rozcinającymi), dzięki czemu możliwa była analiza jakościowa zużycia wykrojów rozcinających.

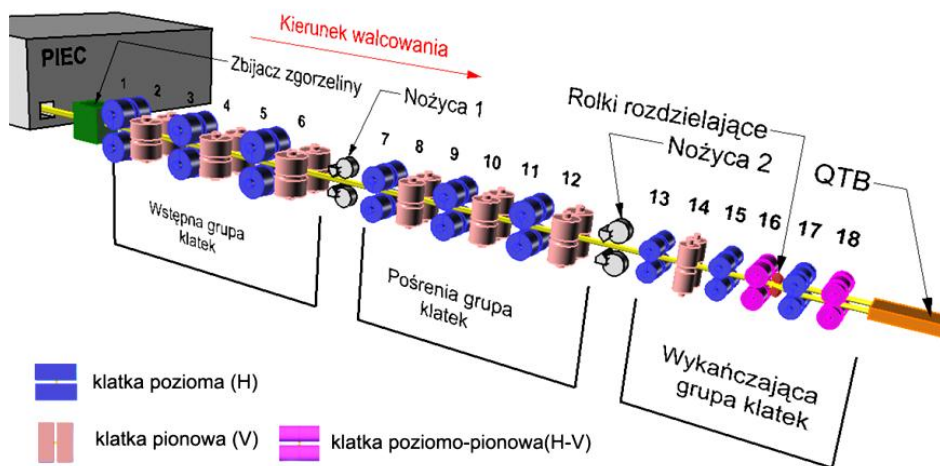
2. OPRACOWANIE NOWEGO UKŁADU WYKROJÓW ROZCINAJĄCYCH DO WIELOŻYŁOWEGO WALCOWANIA PRĘTÓW ŻEBROWANYCH O ŚREDNICY 16 MM

Pręty żebrowane należą do wyrobów walcowanych, na które nieustannie obserwuje się rosnące zapotrzebowanie. Nabywcy wymagają, aby wyroby miały odpowiednią strukturę, jakość powierzchni oraz odpowiednie wymiary, które uzależnione są od kształtu zestawu wykrojów współpracujących ze sobą [2,7].

W technologii wielożyłowego walcowania prętów żebrowanych najbardziej używają się wykroje rozcinające, a szczególnie ich części nożowe (grzebień), ze względu na występujące na nich duże naciski [2,8,9].

W obecnie stosowanych układach wykrojów rozcinających najczęściej wykorzystuje się 2 wykroje rozcinające: wykroj wstępnie rozcinający i wykroj rozcinający, których zadaniem jest ukształtowanie mostków łączących poszczególne żyły o odpowiedniej wysokości, tzn. takiej, która zapewni wzdłużne rozdzielanie pasma w nienapędzanych rolkach rozdzielających. W wyniku dużej redukcji wysokości pasma (zazwyczaj 2 przepusty), wykroje te ulegają bardzo szybkiemu zużyciu.

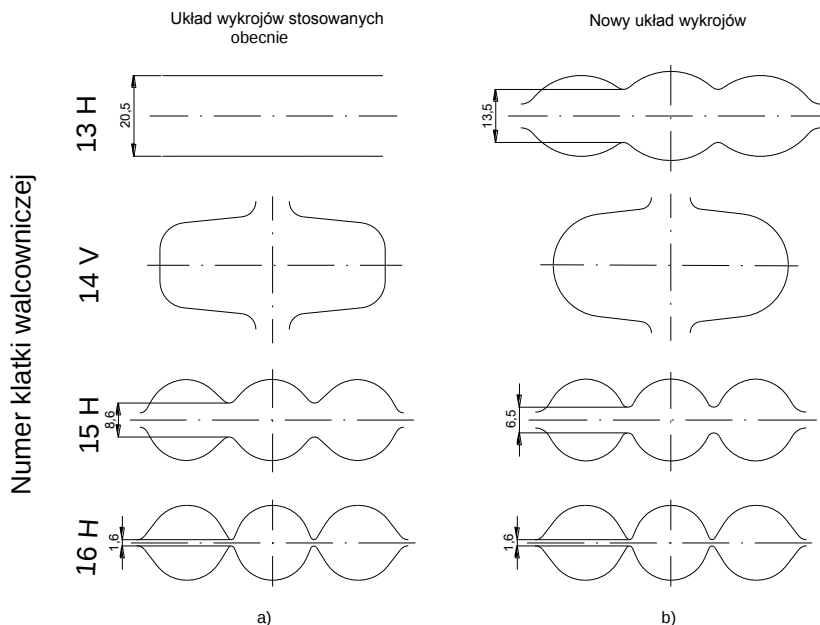
Wykorzystując zasady przyjęte w pracach [2,10] opracowano nowy układ wykrojów rozcinających do walcowania prętów żebrowanych o średnicy 16 mm w technologii trójżyłowej. Głównym celem zastosowania nowego układu wykrojów rozcinających w grupie klatek wykańczających walcowni ciągłej prętów było zmniejszenie ich zużycia. Schemat walcowni pokazano na rys. 1.



Rys. 1. Schemat rozmieszczenia podstawowych urządzeń linii walcowniczej analizowanej walcowni ciągłej prętów D350 [2]

Zmiany, które zastosowano w nowym układzie wykrojów rozcinających przedstawiono na rysunku 2. Polegały one na zwiększeniu liczby wykrojów rozcinających do trzech oraz zastosowaniu specjalnego wykroju osadczego [2,8].

Pierwszy wykroj rozcinający (rys. 2b), którego zadaniem jest wstępny podział pasma na 3 żyły wprowadzono w miejsce wykroju typu "płaska beczka" (rys. 2a) w klatce 13. Tradycyjny wykroj osadczy (z płaskim dnem) w klatce 14 (rys. 2a) został zmieniony na wykroj osadczy z zaokrąglonym dnem (rys. 2b), który stosowany jest do produkcji prętów płaskich o zaokrąglonych narożach. Zastosowanie takiego wykroju zapewni większą możliwość sterowania szerokością wstępnie podzielanego pasma w klatce 15, co jest szczególnie istotne podczas przesunięcia pionowej osi pasma względem pionowej osi wykroju wstępnie rozcinającego [2,8]. Zmian dokonano także w wykroju wstępnie rozcinającym (klatka 15, rys. 2b). Dzięki zastosowaniu wykroju wstępnie rozcinającego już w klatce 13 (rys. 2b), możliwe było zwiększenie wcięcia części nożowych brzozy wykroju. Taki kształt wykroju w klatce 15 (rys. 2b) znacznie odciąży wykroj rozcinający w klatce 16 (rys. 2b) w porównaniu do układu wykrojów stosowanych obecnie (rys. 2a). Wykroj rozcinający (klatka 16) w obu układach jest taki sam.



Rys. 2. Układ wykrojów rozcinających stosowanych do produkcji prętów żebrowanych o średnicy 16 mm walcowanych w technologii trójżyłowej: a) wykroje stosowane obecnie, b) wykroje nowo opracowane; gdzie: H – klatka walców poziomych, V – klatka walców pionowych

3. MATEMATYCZNY MODEL WYKORZYSTANY W PROGRAMIE KOMPUTEROWYM FORGE 2011®

Proces walcowania w wykrojach charakteryzuje się trójosiowym schematem naprężeń i odkształceń. Trudno go zatem opisać za pomocą prostych zależności empirycznych. Do przeprowadzenia analizy plastycznego płynięcia metalu w kotlinie odkształcenia należy rozwiązać układ równań teorii plastyczności, obejmujący związki geometryczne, równania fizyczne oraz równania równowagi, w których należy uwzględnić warunki procesu walcowania [1, 2].

Do rozwiązania zagadnienia trójwymiarowego plastycznego płynięcia metalu podczas walcowania prętów w wykrojach wykorzystany został matematyczny model, w którym stan mechaniczny odkształcanego materiału opisano za pomocą prawa Nortona-Hoffa [11–13], które można wyrazić za pomocą równania:

$$S_{ij} = 2K(T, \dot{\bar{\epsilon}}, \bar{\epsilon})(\sqrt{3}\dot{\bar{\epsilon}})^{m-1} \dot{\epsilon}_{ij} \quad (1)$$

gdzie: S_{ij} – dewiator tensora naprężeń,
 $\dot{\bar{\epsilon}}$ – intensywność prędkości odkształcenia,
 $\dot{\epsilon}_{ij}$ – tensor prędkości odkształcenia,
 $\bar{\epsilon}$ – intensywność odkształcenia,
 T – temperatura,
 K – konsystencja zależna od naprężenia uplastyczniającego σ_p ,
 m – współczynnik charakteryzujący odkształcenie metalu na gorąco
 $(0 < m < 1)$.

Zużycie ściernie często opisywane jest za pomocą modelu Archarda [4], w którym założono, że w warunkach zużycia ściernego materiału V_z oddzielonego od jednostkowej powierzchni narzędzia jest wprost proporcjonalna do naprężenia tarcia τ_j działającego na powierzchnię narzędzia i drogi tarcia L_t , a odwrotnie proporcjonalna do twardości materiału H ulegającemu zużyciu (w tym przypadku twardości narzędzia). Model ten można zapisać w postaci:

$$V_z = k_{zuz} \frac{\tau_j L_t}{H} \quad (2)$$

gdzie: k_{zuz} – współczynnik zużycia.

Równanie (2) może być przedstawione w formie całkowej do rozwiązania za pomocą algorytmu opartego na MES:

$$V_z = k_{zuz} \int_0^t \frac{\tau_j v_s}{H(T)} dt \quad (3)$$

gdzie: v_s – styczna prędkość poślizgu metalu po powierzchni narzędzia,
 t – czas,
 $H(T)$ – twardość narzędzia w określonej temperaturze.

Parametry τ_j , v_s oraz T są traktowane jako zmienne w czasie podczas procesu przeróbki plastycznej, dla każdego punktu na powierzchni narzędzia.

Do rozwiązania równania (3) należy znać wartość współczynnika zużycia k_{zuz} i twardość narzędzia H . W celu określenia twardości narzędzia H konieczne jest określenie współczynnika uwzględniającego wpływ jego temperatury na twardość. Dlatego dokładna ilościowa analiza zużycia narzędzi jest możliwa tylko po otrzymaniu odpowiednich danych empirycznych i wyznaczeniu współczynników empirycznych w równaniu (3).

Pominięcie wpływu współczynnika zużycia k_{zuz} i wpływu temperatury na twardość narzędzia pozwala wykorzystać równanie (3) tylko do celów porównawczych. Dlatego w modelu stosowanym w programie komputerowym Forge2011® równanie (3) uproszczono do postaci:

$$W = \int_0^t \tau_j v_s dt \quad (4)$$

Ponieważ naprężenie tarcia τ_j jest iloczynem naprężenia normalnego σ_n i współczynnika tarcia μ [4,14], stąd całka:

$$\int_0^t \tau_j v_s dt \quad (5)$$

ma sens fizyczny i jest równa pracy sił tarcia na jednostkę powierzchni styku metalu z narzędziem.

Model zużycia wprowadzony do programu komputerowego Forge2011® nie pozwala uwzględnić zmian temperatury w narzędziach i nie pozwala definiować własności wzajemnie stykających się powierzchni odkształcanego metalu i narzędzia [2,14].

4. MATERIAŁ I PARAMETRY POZĄTKOWE PRZYJĘTE DO OBLICZEŃ NUMERYCZNYCH

Materiałem wykorzystanym do badań tróżyłowego procesu walcowania prętów żebrowanych o średnicy 16 mm była stal w gatunku BSt500S. Jest to jeden z najczęściej stosowanych gatunków stali, z którego produkowane są pręty żebrowane stosowane do zbrojenia konstrukcji i elementów żelbetowych, projektowanych według zasad określonych w PN-EN 1992-1-1:2008 [15]. Skład chemiczny zastosowanej stali przedstawiono w tabeli 1.

Tab. 1. Skład chemiczny stali w gatunku BSt500S użytej do badań [8]

Analiza wytopowa	Zawartość [%]						
	C	Mn	Si	P	S	N	Cu
	0,17	0,64	0,14	0,022	0,016	0,0104	0,25

Dokładność analizy procesów walcowania na gorąco z wykorzystaniem wzorów empirycznych jak i modelowania numerycznego, w którym wykorzystuje się metodę elementów skończonych, uzależniona jest od prawidłowego określenia własności badanego materiału [1]. W tym celu wykonano odpowiednie badania plastometryczne dla badanego gatunku stali. Do badań zastosowano próbę

ściskania w płaskim stanie odkształcenia, którą wykonano za pomocą symulatora fizycznego Gleeble 3800, w Instytucie Przeróbki Plastycznej i Inżynierii Bezpieczeństwa Politechniki Częstochowskiej. Zastosowane urządzenie umożliwiło przeprowadzenie badań w warunkach, które odpowiadały rzeczywistym warunkom walcowania (temperatura, odkształcenie i prędkość odkształcenia).

Badania przeprowadzono w temperaturze 900°C, 1000°C i 1100°C, stosując prędkości odkształcenia 0,1 s⁻¹, 1,0 s⁻¹, 10 s⁻¹ i 100 s⁻¹.

Następnie otrzymane wyniki badań aproksymowano za pomocą programu komputerowego GleebleExpert, opracowanego w Instytucie Przeróbki Plastycznej i Inżynierii Bezpieczeństwa Politechniki Częstochowskiej.

Do opisu zmian wartości σ_p dla stali BSt500S zastosowano funkcję Hensela-Spittla [16] opisaną równaniem (6):

$$\sigma_p = A \cdot \exp^{m_1 \cdot T} \cdot \varepsilon^{m_2} \cdot \exp^{\varepsilon} \cdot \dot{\varepsilon}^{m_3} \cdot (1 + \varepsilon)^{m_5 \cdot T} \cdot \dot{\varepsilon}^{m_8 \cdot T} \cdot T^{m_9} \quad (6)$$

gdzie: σ_p – naprężenie uplastyczniające [MPa],

T – temperatura [°C],

ε – odkształcenie rzeczywiste,

$A, m_1 \div m_9$ – współczynniki,

$\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcenia [s⁻¹].

Przeprowadzona aproksymacja wyników badań plastometrycznych stali BSt500S pozwoliła wyznaczyć wartości współczynników równania (6). Wartości tych współczynników zamieszczono w tabeli 2.

Tab. 2. Wartości współczynników A i $m_1 \div m_9$ stosowane do określenia wartości σ_p dla stali BSt500S [8]

A	$7,57 \cdot 10^{-08}$
m_1	$-6,857 \cdot 10^{-03}$
m_2	0,349690
m_3	-0,124552
m_4	-0,000132
m_5	-0,002025
m_7	0,546256
m_8	0,000270
m_9	4,178203

Analizując przebieg krzywych plastycznego płynięcia dla badanego gatunku stali, wyznaczonych doświadczalnie i na podstawie aproksymacji wyników badań plastometrycznych, można stwierdzić, że występują między nimi pewne rozbieżności.

W celu zmniejszenia błędów modelowania numerycznego procesu walcownia, podczas wprowadzania funkcji naprężenia uplastyczniającego stali BSt500S do programu Forge2011® posłużono się metodą, która polega na uwzględnieniu zarówno wyników badań plastometrycznych, jak również wyników uzyskanych na podstawie ich aproksymacji [2].

Zastosowanie do modelowania procesów przeróbki plastycznej metod numerycznych wymaga zdefiniowania warunków początkowych, decydujących o poprawności wyników obliczeń. Do przeprowadzenia obliczeń numerycznych przyjęto: średnicę walców $D = 370$ mm; średnicę rolek rozdzielających $D_{rr} = 164$ mm; temperaturę narzędzi – 60°C ; temperaturę otoczenia – 20°C ; w obliczeniach numerycznych zastosowano mieszany model tarcia: Coulomba i Treski, dla którego współczynnik tarcia wynosił $\mu = 0,3$, a czynnik tarcia $m = 0,7$ [3]; współczynnik wymiany ciepła między materiałem a narzędziem – $\alpha_{\text{narz}} = 3000$ [W/(K $\cdot$ m 2)]; współczynnik wymiany ciepła między materiałem a powietrzem – $\alpha_{\text{pow}} = 10$ [W/(K $\cdot$ m 2)]; wsadem do walcowania był wstępniak o wymiarach 160 x 160 mm ze stali w gatunku BSt500S; prędkość walcowania w ostatniej klatce $V_w = 9,13$ m/s; temperatura początkowa wsadu wynosiła 1150°C .

W celu zwiększenia szybkości i dokładności obliczeń analizę teoretyczną procesu wielożyłowego walcowania prętów żebrowanych przeprowadzono dla 1/4 przekroju poprzecznego pasma i dla symetrycznej połowy jednego z walców. Ze względu na fakt, iż kształt przekroju poprzecznego walcowanego pasma cechował się symetrią w dwóch płaszczyznach, możliwe było wykorzystanie takiego uproszczenia.

5. WYNIKI BADAŃ I ICH ANALIZA

Zaprojektowany układ wykrojów rozcinających wpłynął na zmianę jednostkowej pracy sił tarcia na powierzchni styku pasma z wykrojem dla klatek 13÷16. Badania teoretyczne przeprowadzono zarówno dla wykrojów stosowanych obecnie (z 2 wykrojami rozcinającymi) jak i nowych (z 3 wykrojami rozcinającymi).

Na rys. 3–6 zamieszczono rozkłady jednostkowej pracy sił tarcia na powierzchni styku metalu z walcem. Wartości te są średnimi otrzymanymi dla trzech linii pomiarowych po wyjściu pasma z kotliny walcowniczej.

Z porównania otrzymanych wartości jednostkowej pracy sił tarcia dla wykrojów w klatce 13 (rys. 3) wynika, że dla nowego wykroju – wstępnie rozcinającego wartości te są większe w porównaniu z wartościami otrzymanymi dla wykroju stosowanego dotychczas – "płaska beczka". Maksymalna wartość jednostkowej pracy sił tarcia na powierzchni wykroju stosowanego obecnie wyniosła 157 J/mm 2 , natomiast na powierzchni nowego wykroju, wartość ta wzrosła do 845 J/mm 2 . Wynika to z faktu, że w klatce 13 został wprowadzony pierwszy wykroj rozcinający w miejsce płaskiej beczki. W obszarach gdzie tworzone są mostki, pasmo jest najbardziej intensywnie odkształcane, stąd też zużywanie się tych elementów wykroju będzie największe.



a)



b)

Rys. 3. Rozkład jednostkowej pracy sił tarcia na powierzchni walców w klatce 13:
a) wykrój stosowany obecnie, b) nowy wykrój, 1/2 szerokości wykroju

Podczas walcowania pasma w klatce 14 otrzymane wartości jednostkowej pracy sił tarcia na powierzchni styku pasma z wykrejem nowym (rys. 4b) są mniejsze, w porównaniu do wartości otrzymanych dla wykreju stosowanego obecnie (rys. 4a). Maksymalna wartość jednostkowej pracy sił tarcia na powierzchni wykreju stosowanego obecnie wyniosła 84 J/mm², a na powierzchni nowego wykreju, wartość ta zmalała do 42 J/mm². Różnica ta wynika z zamiany wykreju osadczego (z płaskim dnem) na wykrój osadczy z zaokrąglonym dnem. Nowy wykrój osadczy wpływa na bardziej równomierne odkształcenie pasma. Kształt pasma otrzymanego w klatce 13, jego zaokrąglona boczna powierzchnia odpowiada zaokrągleniu w dnie bruzdy nowego wykreju osadczego. Natomiast w układzie wykrejów stosowanych obecnie – zaokrąglona boczna powierzchnia pasma otrzymanego w klatce 13 jest odkształcona przez płaskie dno bruzdy wykreju osadczego wytoczonego na walcach w klatce 14.



a)



b)

Rys. 4. Rozkład jednostkowej pracy sił tarcia na powierzchni walców w klatce 14:
a) wykroj stosowany obecnie, b) nowy wykroj, 1/2 szerokości wykroju

W kolejnym przepuszcie (klatka 15) pasmo walcowane jest w pierwszym wykroju wstępnie rozcinającym (układ wykrojów stosowany obecnie) i drugim wykroju wstępnie rozcinającym (nowy układ wykrojów). W obu przypadkach najwyższe wartości jednostkowej pracy sił tarcia występują w obszarach bruzdy wykroju, w których tworzą się mostki łączące poszczególne żyły (rys. 5). Zastosowanie 2 wykrojów wstępnie kształtujących mostki (nowy układ wykrojów) wpływa na zmniejszenie jednostkowej pracy sił tarcia w tych obszarach wykroju, w porównaniu do wartości otrzymanych dla układu wykrojów, w którym zastosowano tylko 1 wykroj wstępnie rozcinający (rys. 5a). Maksymalna wartość jednostkowej pracy sił tarcia na powierzchni wykroju stosowanego obecnie wyniosła 1268 J/mm^2 , natomiast na powierzchni nowego wykroju wyniosła 1044 J/mm^2 .



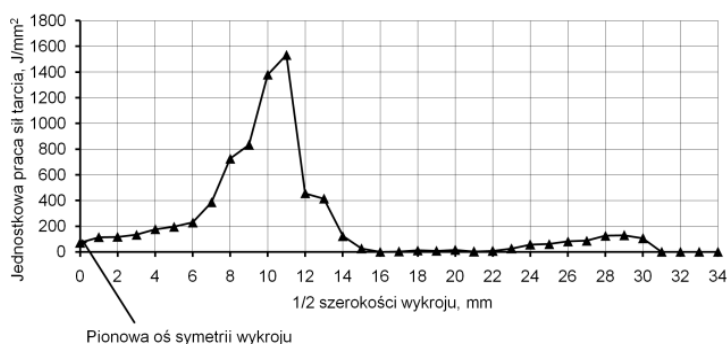
a)



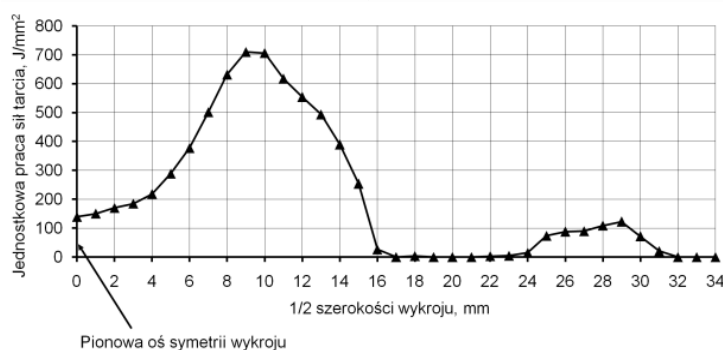
b)

**Rys. 5. Rozkład jednostkowej pracy sił tarcia na powierzchni wałców w klatce 15:
a) wykroj stosowany obecnie, b) nowy wykroj, 1/2 szerokości wykroju**

Ostateczne kształtowanie mostków łączących poszczególne żyły w wielożyłowym paśmie odbywa się w wykroju rozcinającym w klatce 16. W obu analizowanych układach kształt i wymiary tego wykroju są takie same. Jednakże otrzymane wartości jednostkowej pracy sił tarcia były mniejsze ponad 50% dla nowego układu wykrojów, w porównaniu z wartościami otrzymanymi dla wykroju rozcinającego stosowanego obecnie. Maksymalna wartość jednostkowej pracy sił tarcia na powierzchni wykroju rozcinającego, dla układu stosowanego obecnie wyniosła 1533 J/mm², a dla wykroju rozcinającego stosowanego w nowym układzie, wartość ta zmalała do 709 J/mm², (rys. 6).



a)



b)

Rys. 6. Rozkład jednostkowej pracy sił tarcia na powierzchni walców w klatce 16:
a) wykrój stosowany obecnie, b) nowym wykrojów, 1/2 szerokości wykroju

6. WNIOSKI

Na podstawie przeprowadzonych badań numerycznych określono wpływ zastosowanego układu wykrojów na ich zużycie jakościowe. Stwierdzono, że w dotychczas stosowanym układzie wykrojów wykrój rozcinający (klatka 16) ulega najszybszemu zużywaniu się, a jednocześnie jest on najbardziej odpowiedzialny za prawidłowy podział pasma, gdyż to w tym wykroju odbywa się ostateczne kształtowanie mostków łączących poszczególne żyły w paśmie. Natomiast w nowo opracowanym układzie wykrojów wykrój rozcinający (klatka 16) został znacznie odciążony, gdyż całkowity gniot w obszarach pasma, w których kształtowane są mostki łączące poszczególne żyły, rozłożono na 3 przepusty. Dzięki temu znacznie zwiększyła się trwałość tego wykroju. W nowym układzie wykrojem najbardziej zużywającym się jest pierwszy wykrój wstępnie rozcinający (klatka 13). Jednakże wykrój ten nie wpływa bezpośrednio na podział pasma, dzięki temu może on być dłużej stosowany poprzez korygowanie odstępu między walcami.

LITERATURA

- [1] DANCHENKO V., DYJA H., LESIK L., MASHKIN L., MILENIN A.: *Technologia i modelowanie procesów walcowania w wykrojach*. Wydawnictwo WIPMiFS Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa, 2002.
- [2] MRÓZ S.: *Proces walcowania prętów z wzdłużnym rozdzielaniem pasma*. Wydawnictwo Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa, 2008.
- [3] MADEJ L., WĘGLARCZYK S., PIETRZYK M.: *Analiza wpływu parametrów cyklu produkcyjnego elementów złącznych na zużycie narzędzi*, Hutnik – Wiadomości Hutnicze, Nr 8, 2009, s. 620–622.
- [4] ARCHARD J. F.: *Contact and rubbing of flat surfaces*. Journal of Applied Physics, vol.24, nr 8, 1953, s. 981–988.
- [5] MRÓZ S., SZOTA P., STRYCHARSKA D.: *Wpływ geometrii układu wykrojów wstępnie rozcinających na zużycie wykroju rozcinającego podczas wielożyłowego walcowania*, Hutnik Wiadomości-Hutnicze, Nr 11, 2013, s. 772–775
- [6] BYON S. M., KIM S. I., LEE Y.: *A semi analytical model for predicting the wear contour in rod rolling process*. J. Mat. Proc. Technology, vol. 191, 2007, s. 306–309.
- [7] MRÓZ S., DYJA H., SZOTA P.: *Numeryczne modelowanie procesu walcowania prętów z wzdłużnym rozdzielaniem pasma*, Politechnika Warszawska, Fizyczne i Matematyczne Modelowanie Procesów Obróbki Plastycznej FiMM'2003, Prace Naukowe, Mechanika, z. 201, s. 61–66.
- [8] STRYCHARSKA D.: *Techniczno-ekonomiczne aspekty wielożyłowego walcowania prętów żebrowanych z zastosowaniem nowego układu wykrojów rozcinających*, Praca doktorska, Politechnika Częstochowska 2015, (niepublikowana)
- [9] STRYCHARSKA D., MRÓZ S., ZASKÓRSKA A., MOREL A.: *Określenie kosztów zużycia walców podczas walcowania prętów żebrowanych z wzdłużnym rozdzielaniem pasma*, XIV International Scientific Conference, New technologies and achievements in metallurgy, materials engineering and production engineering, Vol. 1, Series: Monografie Nr 31, Częstochowa 2013 s. 462–465
- [10] TURCZYN S., MICHAŁOWSKI M.: *Walcowanie prętów okrągłych z wielokrotnym podziałem wzdłużnym pasma „multi slit rolling”*, Hutnik – Wiadomości Hutnicze, Nr 1, 1999, s. 8–12.
- [11] CHENOT J.L., FOURMENT L., COUPEZ T., DUCLOUX R., WEY E.: *Forging and Related Technology*. Birmingham, 1998, s. 113.
- [12] HOFF N.J.: *Approximate Analysis of Structures in the Presence of Moderately Large Steps Deformation*. Quart, Appl. Mech., 2, 1954, s. 49.
- [13] NORTON F.H.: *Creep of Steel at High Temperature*. McGraw Hill, New York 1929.
- [14] FORGE3® Reference Guide Release 6.2, Sophia-Antipolis, November 2002.
- [15] PN-EN 1992-1-1:2008, Eurokod 2 Projektowanie konstrukcji z betonu, PKN Warszawa 2010.
- [16] HENSEL A., SPITTEL T.: *Kraft und Arbeitsbedarf Bildsomer Formgebungs Verfahren*. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Lipsk, 1979.

Jerzy LIPSKI*, Monika KULISZ**, Ireneusz ZAGÓRSKI***

WYZNACZANIE PARAMETRÓW SKRAWANIA PRZY OGRANICZENIACH SIŁOWYCH Z ZASTOSOWANIEM MODELU W SIECI NEURONOWEJ

Streszczenie

W artykule opisano budowę modelu „parametry skrawania – siły skrawania”, podczas frezowania stopu magnezu AZ91HP. Model opracowano w oparciu o dane doświadczalne użyte do uczenia sieci neuronowej. Wykorzystując zbudowany model opracowano i oprogramowano algorytm wyznaczający optymalne parametry skrawania. Parametry te zapewniają ograniczenie siły skrawania do dopuszczalnej ze względu na odkształcenia frezowanego przedmiotu przy zachowaniu maksymalnej wydajności procesu.

1. WSTĘP

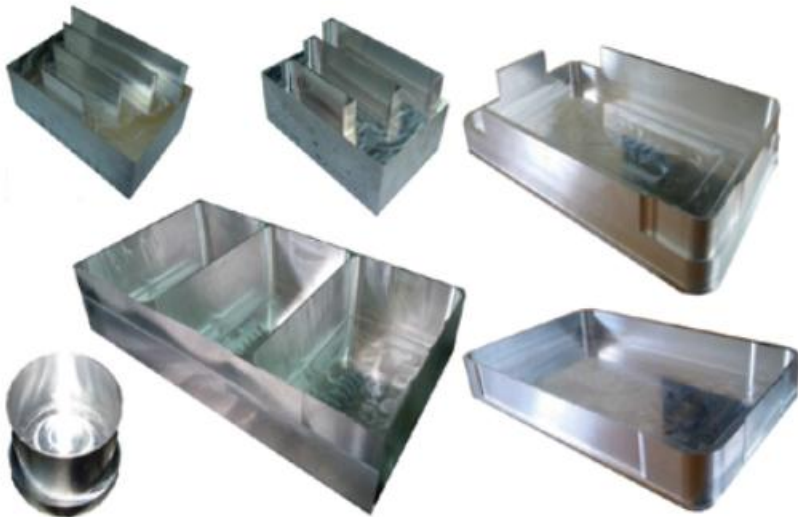
Wytwarzanie elementów maszyn i urządzeń związane jest z wykorzystaniem nowoczesnych materiałów, np. stopów aluminium i magnezu. Dodatkowo dążenie do zmniejszania masy elementów konstrukcyjnych maszyn i urządzeń, zwłaszcza w przemyśle lotniczym, powoduje zwiększenie liczby części cienkościennych obrabianych technologią frezowania (rys. 1). Efektywne usuwanie nadadatków obróbkowych, realizowane jest często poprzez stosowanie nowoczesnych metod obróbki szybkościowej, np. frezowaniem HSM. Siły występujące w procesie skrawania można zaliczyć do tzw. "użytkowych" wskaźników skrawalności. Składowe siły skrawania mogą wpływać na odkształcenia elementów poddawanych obróbce. Ich wzrost może prowadzić do zmniejszenia tzw. nieodkształconej grubości wióra oraz wzrostu siły skrawania.

* Katedra Organizacji Przedsiębiorstwa, Wydział Zarządzania, Politechnika Lubelska, ul. Nadbystrzycka 38, 20-618 Lublin, Polska, tel. 81 538 44 80, j.lipski@pollub.pl

** Katedra Organizacji Przedsiębiorstwa, Wydział Zarządzania, Politechnika Lubelska, ul. Nadbystrzycka 38, 20-618 Lublin, Polska, tel. 81 538 44 84, m.kulisz@pollub.pl

*** Katedra Podstaw Inżynierii Produkcji, Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin, Polska, tel. 81 538 42 40, i.zagorski@pollub.pl

Energia ścinania na jednostkę objętości zwiększa ilość usuwanego metalu wraz ze wzrostem siły skrawania [1]. Zjawiska, takie jak adhezja i narost mogą również wpływać na wahania składowych siły skrawania oraz powodować obniżenie jakości powierzchni i dokładności wymiarowo-kształtowej [2]. Obróbka stopów magnezu (w porównaniu do innych materiałów konstrukcyjnych) może odbywać się w sposób szybki i efektywny. Umożliwia to stosowanie dużych głębokości skrawania oraz znacznych posuwów [3,4]. Dla przykładu dla frezów ogólnego przeznaczenia VHM [5], podano zalecane parametry obróbki stopów aluminium i stopów miedzi: $v_c=200\text{--}500\text{m/min}$, $f_z=0,086\text{mm/ostre}$, $a_p=8\text{--}16\text{mm}$. Ponieważ stopy magnezu posiadają mniejszy opór właściwy skrawania, niższe jest także tzw. zapotrzebowanie na moc przy obróbce tych materiałów, możliwym jest zastosowanie wyższych wartości technologicznych parametrów obróbki, w porównaniu do wymienionych materiałów konstrukcyjnych. Dla przykładu, w porównaniu do stopów Al-Si, podczas obróbki stopów magnezu, powstają o ok. 50% mniejsze wartości dla właściwej siły skrawania. Ze względu na niskie opory skrawania oraz temperaturę w strefie skrawania, zachodzi małe obciążenie cieplne i mechaniczne ostrzy narzędzi (zwłaszcza przy małych przekrojach warstwy skrawanej). Podczas frezowania głowicą z ostrzami PCD, stopu AZ91HP z chłodzeniem za pomocą oleju, siły skrawania przyjmują małe wartości i narastają liniowo wraz ze zwiększaniem posuwu. Mniejsze siły skrawania mogą wpływać na mniejszą skłonność do przegrzewania narzędzia (mniejszy współczynnik tarcia na styku narzędzie – przedmiot obrabiany) [2,6].



Rys. 1 . Przykłady konstrukcji cienkościennych [7]

Często, analizom poddawane są narzędzia trzpieniowe, o tzw. "klasycznej geometrii" (prosta krawędź skrawająca) bądź geometrii z faliście ukształtowaną krawędzią skrawającą na obwodzie narzędzia (np. geometrii typu Kordell). Podczas skrawania narzędziami o tzw. "klasycznej geometrii" większy wpływ na składowe siły skrawania oraz ich amplitudy obserwuje się zmieniając posuw na ostrze f_z niż prędkość skrawania v_c . Interesujący jest również fakt spadku składowych siły skrawania przy wzroście prędkości skrawania do $v_c=1200\text{m/min}$. Narzędzia trzpieniowe z ostrzem PCD (w większości przypadków), generują wyższe wartości składowych siły skrawania. Może być to spowodowane, większym obciążeniem narzędzia w momencie inicjacji procesu skrawania, ze względu na kąt pochylenia krawędzi skrawającej $\lambda_s=0^\circ$ [4].

Szczególnie istotny wydaje się ponadto, wpływ zmian cech geometrycznych ostrza narzędzia, na składowe siły skrawania i ich amplitudy. W pracach badawczych z tego zakresu analizie poddawana jest zmiana parametrów technologicznych frezowania. Zastosowanie znajdują frezy węglikowe o zmiennej geometrii ostrza ($\gamma=5^\circ$ i $\gamma=30^\circ$). Niższe wartości składowych siły skrawania i ich amplitud, świadczące o lepszej stabilności procesu, zaobserwowano dla narzędzia $\gamma=30^\circ$ [8]. Istotne jest także zastosowanie powłok narzędziowych (m.in. typu TiB_2 oraz TiAlCN) oraz ich wpływ na siłę skrawania. Najniższe wartości składowych siły skrawania (F_x , F_y) podczas frezowania stopu Al 6082 uzyskano w przypadku zastosowania narzędzia z powłoką TiB_2 . Obserwowano również charakterystyczny punkt „przejścia” w zakres obróbki HSC (przy $v_{c-gr}=450\div 600\text{m/min}$) [9]. Dodatkowo amplitudy składowych siły skrawania, które są ważnym wskaźnikiem dynamiki procesu skrawania, przyjmują najwyższe wartości w przypadku narzędzi składanych. Jest to istotna informacja, która powinna być uwzględniona przy wyborze narzędzia w konkretnych zastosowaniach [10].

Nadmierna wartość siły skrawania ma również negatywny wpływ na jakość powierzchni obrobionej. Wraz ze wzrostem posuwu zwiększają się drgania w układzie OUPN (Obrabiarka – Uchwyt – Przedmiot – Narzędzie). Spowodowane jest to działaniem siły skrawania o nadmiernej wartości [11].

Coraz częściej podejmuje się próby modelowania procesów obróbkowych zarówno za pomocą matematycznych metod analitycznych [12] jak i nowoczesnych systemów sztucznej inteligencji [13]. Często ze względu na złożony charakter procesu obróbkowego (złożoność zagadnienia oraz nieliniowości), w celu modelowania zjawisk zachodzących w strefie skrawania, wykorzystywane są sztuczne sieci neuronowe. Rozwiązanie takie można zastosować, gdy ze względu na skomplikowany charakter procesu, trudny do wykonania jest opis matematyczny przy pomocy równań. Dodatkowym problemem może być niestacjonarność procesu, wynikająca z charakteru ruchu posuwowego frezu [14]. Dodatkowo wyznaczanie granicznych sił jakie mogą być zastosowane podczas obróbki możliwe jest technikami komputerowej symulacji MES [15].

Wyniki takich symulacji nie przekładają się jednak na wskazania dla technologa dotyczące doboru konkretnych parametrów skrawania dla kolejnych odcinków toru narzędzia. Wynika to ze złożoności zjawisk w modelu „parametry skrawania – siły skrawania”. W tej sytuacji technolog najczęściej wykorzystuje swoje doświadczenie i ustala parametry obróbki na poziomie zapewniającym, co prawda, właściwą geometrię przedmiotu po obróbce lecz w większości przypadków nieoptymalne ze względu na wydajność procesu.

W celu usprawnienia procesu doboru parametrów frezowania, szczególnie w przypadkach, gdy ma być obrabiany przedmiot o małej sztywności w większych seriach, zaproponowano budowę wiarygodnego modelu doświadczalnego. Model taki można sporządzić przez uczenie sieci neuronowej. W analizowanym przypadku procesu skrawania modelowano związek przyczynowo-skutkowy między posuwem i prędkością obrotową frezu a składowymi siłami skrawania. Wszystkie pozostałe warunki procesu były ustalone.

Otrzymany model nie daje się bezpośrednio wykorzystać do doboru optymalnych parametrów frezowania. Przy założeniu, że projektowany proces będzie realizowany w warunkach adekwatnych do warunków w jakich był opracowany model, trzeba z przestrzeni wielowymiarowej parametrów sterowalnych wybrać taki podzbiór, który zapewni osiągnięcie cech wyrobu zapisanych w dokumentacji konstrukcyjnej. Dodatkowo, nie może to być pierwszy podzbiór spełniający ten warunek lecz taki dla którego proces będzie maksymalnie efektywny. W przypadku frezowania, technolog znając dopuszczalne siły skrawania, powinien móc wyznaczyć parametry spełniające jednocześnie obydwa warunki:

- nieprzekroczenie wartości składowej siły istotnie wpływającej na odkształcenia przedmiotu obrabianego;
- zapewnienie maksymalnej możliwej wydajności procesu.

Opracowano algorytm spełniający powyższe warunki i generujący proponowane parametry frezowania.

2. BUDOWA MODELU

Praktyczne wykorzystanie modelu procesu frezowania jest uwarunkowane zachowaniem warunków obróbki uznanych jako niezmiennie przy jednoczesnych zmianach parametrów sterowalnych. Dla przyjętego przykładowego procesu frezowania przyjęto jako ustalone wszystkie parametry geometryczne narzędzia, głębokość i szerokość skrawania oraz cechy wytrzymałościowe przedmiotu obrabianego i cechy maszyny technologicznej. Jako zmienne wejściowe przyjęto posuw na ostrze oraz prędkość obrotową frezu. Jako wielkości wyjściowe – zmierzone składowe siły skrawania. Wielkości zmienne są bezpośrednio sterowalne z pulpitu obrabiarki.

2.1. Warunki przeprowadzonego eksperymentu zbierania danych do budowy modelu

Wyznaczanie parametrów skrawania przeprowadzono dla obróbki frezowaniem stopu magnezu AZ91HP. W celu otrzymania danych do symulacji przeprowadzono badania doświadczalne z wykorzystaniem frezu dwuostrzowego węglkowego z powłoką TiAlN z grupy frezów przeznaczonych do obróbki stopów Al oraz Mg z chwytem walcowym gładkim. Wymiary frezu 16x25x100 mm W-Z2, $\lambda_s=30^\circ$. Obróbkę prowadzono na pionowym centrum obróbkowym Avia VMC800HS z systemem sterowania Heidenhain iTNC 530, o maksymalnej prędkości obrotowej wrzeciona $n=24000$ obr./min oraz maksymalnej prędkości ruchu posuwowego 40 m/min. Do pomiaru siły skrawania zastosowano siłomierz piezoelektryczny Kistler 9257B oraz wzmacniacz 5017B. Siłomierz ten pozwala mierzyć siły w zakresie (-5 kN do $+5$ kN). Częstotliwość próbkowania wynosi 5 kHz.

Badania zostały przeprowadzone dla następującego zakresu parametrów: $n=400\text{--}1200$ m/min, $f_z=0,05\text{--}0,3$ mm/ostrze. Stałymi parametrami obróbki były: głębokość frezowania $a_p=6$ mm oraz szerokość frezowania $a_e=14$ mm.

Producenci narzędzi skrawających często pomijają zalecenia dla obróbki stopów magnezu. Podawane są jedynie parametry zalecane do obróbki popularnych stopów aluminium, metali lekkich, miedzi lub tworzyw sztucznych. Jak podaje literatura [2–6] podczas obróbki stopów magnezu występują mniejsze opory skrawania, więc potrzebne jest niższe zapotrzebowanie na moc obrabiarki, dlatego możliwym jest zastosowanie wyższych wartości technologicznych parametrów obróbki, w porównaniu do innych materiałów konstrukcyjnych.

2.2. Uczenie sieci neuronowej

W wyniku eksperymentów, mających na celu budowę ciągu uczącego sieć neuronową, zarejestrowano dane zamieszczone w tabeli 1.

Uczenie sieci neuronowej przeprowadzono w środowisku obliczeniowym MatLab. Pracochłonność tego etapu zależy od liczby parametrów wpływających w istotny sposób na rezultaty procesu a także od wielkości przestrzeni zmienności tych parametrów. Jest także istotna liczba elementów ciągów uczących R rozmieszczonych w Q wymiarowej przestrzeni wejść. Dla rozpatrywanego przykładu $R=16$ a $Q=2$.

Zbiór danych uczących jest dzielony na trzy podzbiory: uczący, testujący i walidacyjny.

Tab. 1. Dane do uczenia sieci neuronowej

f_z [mm/ostrze]	n [obr/min]	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]
0,15	400	692,9	266,1	228,6
0,15	800	781,7	432,6	391,7
0,15	900	651,4	303,1	332,2
0,15	1000	540,0	284,1	291,6
0,15	1100	520,2	270,4	292,6
0,15	1200	504,9	248,0	293,2
0,05	800	339,8	178,2	165,3
0,1	800	400,9	239,7	216,5
0,2	800	970,7	564,9	457,3
0,25	800	1212,4	369,6	612,8
0,3	800	1348,1	442,4	651,3
0,05	400	339,9	178,2	165,3
0,1	400	485,8	182,8	172,7
0,2	400	1111,8	426,0	632,7
0,25	400	1282,7	406,6	703,7
0,3	400	1321,8	433,0	711,8

Proces uczenia sieci neuronowej w środowisku MatLab'a rozpoczyna się od wywołania funkcji budującej strukturę sieci w oparciu o rozmiary danych wejściowych i wyjściowych projektowanego modelu:

$$net = newff(P, T, S) \quad (1)$$

gdzie: P – macierz Q wektorów ciągów uczących o R elementach każdy,

T – macierz wektorów wartości wyjść,

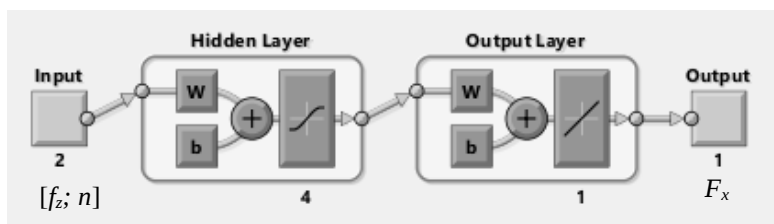
S – proponowana liczba neuronów w warstwie ukrytej.

Struktura tak zdefiniowanej sieci może być modyfikowana za pomocą opcjonalnych parametrów zgodnie z opisem w instrukcji biblioteki funkcji Toolbox Neural Networks.

Następny etap to uczenie zdefiniowanej struktury sieci przez wywołanie funkcji train:

$$net = train(net, P, T). \quad (2)$$

Na tym etapie, następuje ustalenie wartości wag w poszczególnych neuronach i ocena jakości dopasowania modelu do danych uczących oraz danych, które nie były przedmiotem uczenia ale pochodzą z tego samego eksperymentu. Strukturę sieci pokazano na rys. 2.



Rys. 2 . Struktura sieci neuronowej (opracowanie własne)

Ze względu na dominujący wpływ składowej siły F_x na rezultaty procesu frezowania, w budowanym modelu, przyjęto ten parametr jako wielkość wyjściową. Wielkościami wejściowymi są posuw f_z oraz prędkość obrotowa frezu n .

W wyniku uczenia sieci neuronowej otrzymano wirtualny model działający w systemie obliczeniowym MatLab i pozwalający na symulację wpływu dowolnych kombinacji posuwu i obrotów (w zakresie wartości uczących sieć) na wartość składowej siły F_x . Informacje o właściwościach modelu są zapisane w zmiennej strukturalnej *net* i są wykorzystane do obliczenia wartości funkcji reprezentującej właściwości modelowanego procesu:

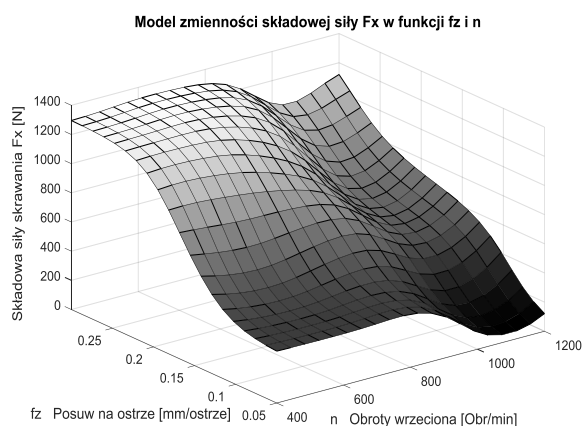
$$F_{x_{net}} = \text{net}(f_z, n) \quad (3)$$

gdzie: f_z – zadana wartość posuwu,

n – zadana wartość prędkości obrotowej,

$F_{x_{net}}$ – przewidywana przez sieć neuronową wartość składowej siły F_x .

Wykorzystując funkcję symulacji można (w przypadku rozpatrywanego przykładu) zilustrować obraz funkcji $F_{x_{net}}$ na wykresie dwu zmiennych rys. 3.



Rys. 3. Graficzna postać modelu frezowania zbudowanego w sieci neuronowej (opracowanie własne)

3. OPTIMALIZACJA DOBORU PARAMETRÓW PROCESU FREZOWANIA PRZY NARZUCONYCH OGRANICZENIACH NA SIŁĘ SKRAWANIA

Otrzymany model nie może być użyty do bezpośredniego wyznaczenia poszukiwanych parametrów. Może jednak służyć jako arbiter prawidłowości symulowanych prób doboru. Celem algorytmu jest znalezienie podzbioru rozwiązań (par f_z i n) spełniających warunek ograniczenia siły składowej F_x . Dodatkowo z tego podzbioru należy wyznaczyć jedno rozwiązanie spełniające warunek najwyższej efektywności tj. szybkości procesu. Warunek ten można sformułować następująco:

$$v_{f\max} = \max(z, f_z, n) \quad (4)$$

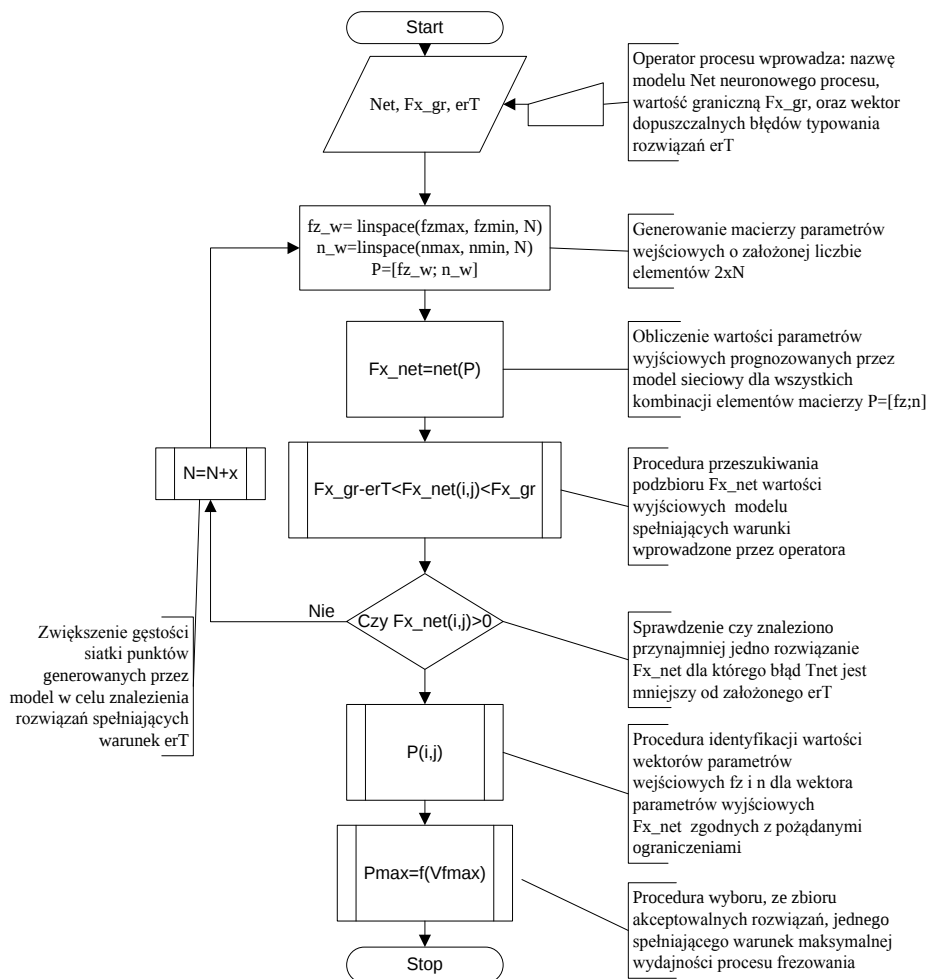
gdzie: $v_{f\max}$ – maksymalny posuw minutowy,

z – liczba ostrzy frezu,

n – obroty wrzeciona.

Ponieważ jednak liczbę ostrzy frezu z przyjęto jako stałą, w algorytmie poszukuje się rozwiązań, które spełnia warunek $\max(f_z * n)$. Ogólny algorytm poszukiwania optymalnych parametrów frezowania dla założonej nieprzekraczalnej wartości siły F_x i spełniających warunek (4) pokazano na rys. 4.

Algorytm generuje N wymiarową przestrzeń parametrów wejściowych modelu i oblicza na podstawie zbudowanego modelu w sieci neuronowej wartości wyjściowe dla możliwych kombinacji wartości wejściowych. Powstała $N \times N$ wymiarowa macierz wartości funkcji $F_{x\text{net}}$, w której każdy element jest adresowany przez wektor reprezentujący parametry wejściowe konieczne do otrzymania wartości tego elementu. Przeszukując tak utworzoną macierz algorytm wyznacza zbiór wektorów wyjść najlepiej dopasowanych do wprowadzonych ograniczeń. Jeżeli podzbiór ten nie jest jednoelementowy zostają wprowadzone dodatkowe kryteria przeszukiwania uwzględniające warunki nakładane na parametry wejściowe z punktu widzenia wydajności procesu. W wyniku otrzymuje się zbiór parametrów procesu wytwarzania spełniający zarówno kryterium granicznej siły $F_{x\text{gr}}$ jak i kryterium wydajnościowe.



Rys. 4. Algorytm poszukiwania parametrów procesu frezowania dla pożądanego ograniczenia siły skrawania F_x i z uwzględnieniem maksymalnej wydajności (opracowanie własne)

4. REALIZACJA I TESTOWANIE SYSTEMU DOBORU PARAMETRÓW FREZOWANIA

Narzędzie informatyczne wspomagające dobór parametrów frezowania dla założonych ograniczeń siły i maksymalnej wydajności, oprogramowano w środowisku obliczeniowym MatLab'a wykorzystując oferowane zoptymalizowane biblioteki funkcji operujących na macierzach. Wygenerowany kod może być uruchamiany na lokalnej stacji roboczej lub w Chmurze obliczeniowej *MathWorks Cloud*.

Opracowano prosty interfejs użytkownika pokazany na rys. 5. Zawiera on pola edycyjne służące do wprowadzania:

- nazwy sieci neuronowej zawierającej nauczony model procesu frezowania;
- wartości granicznej siły F_x dla analizowanego odcinka toru narzędzia;
- wartości tolerancji erT wyboru siły granicznej;
- zakresu przestrzeni parametrów wejściowych w którym poszukuje się rozwiązania.

Wprowadzenie zakresu przestrzeni parametrów jako danej wejściowej pozwala na ograniczenie przeszukiwania zbioru parametrów, dla których operacja frezowania nie może być realizowana z innych powodów np. powstawanie drgań.

interfejs

DOBÓR OPTYMALNYCH PARAMETRÓW FREZOWANIA

DANE WEJŚCIOWE

Nazwa modelu	net_Frez	
Graniczna wartość siły	200	[N]
Tolerancja	10	[N]
Min. posuw	0.05	[mm/ostrze]
Max. posuw	0.3	[mm/ostrze]
Min. obroty wrzeciona	400	[obr/min]
Max. obroty wrzeciona	1200	[obr/min]

OBLICZ

DOBRANE PARAMETRY

Posuw na ostrze	0.09	[mm/ostrze]
Obroty wrzeciona	1116	[obr/min]

Rys. 5. Interfejs użytkownika aplikacji doboru optymalnych parametrów frezowania przy ograniczeniach składowej siły F_x (opracowanie własne)

Dla wybranych wartości założonej siły granicznej dokonano obliczeń wartości zalecanego posuwu i obrotów. Sprawdzone także jak system utrzymuje wartość siły w granicach narzuconej tolerancji $erT=10$ N. Wyniki przedstawiono w tabeli 2.

Tab.2. Wyniki testowania aplikacji doboru parametrów frezowania

$F_{x\ gr}$ [N]	f_z [mm/ostrze]	n [obr/min]	F_x [N]
200	0,09	1116	196
300	0,07	905	298
400	0,13	1089	391
500	0,16	1080	498
600	0,21	1080	596

5. WNIOSKI

Opracowany system komputerowy pozwala na dostatecznie dokładny dobór parametrów frezowania dla założonych wartości granicznych składowej posuwowej siły skrawania F_x . Podstawowym warunkiem poprawnych wyników jest budowa modelu w oparciu o zweryfikowane w kilku próbach dane zawarte w ciągu uczącym modelu. Im dokładniejszy będzie model, sprawdzony przez walidację na danych niezawartych w ciągach uczących, tym większe można mieć zaufanie do wyników doboru parametrów.

Opisany algorytm może mieć zastosowanie do wielu procesów o charakterze wielowejściowym. Jednakże dla 4 i więcej parametrów wejściowych pojawiają się problemy związane z obliczeniami na N-wymiarowych macierzach. Dla przykładu, wyszukiwanie optymalnych parametrów dla modelu o czterech parametrach wejściowych z których każdy jest zdefiniowany na 20 poziomach wymaga przeprowadzenia obliczeń dla 160 000 danych. Takie obliczenia są jednak realne przy użyciu komputerów klastrowych w Chmurze obliczeniowej.

LITERATURA

- [1] FANG F. Z., LEE L. C., LIU X. D.: *Mean Flank Temperature Measurement in High Speed Dry Cutting*. Journal of Materials Processing Technology, 167, 2005, 119–123.
- [2] OCZOŚ K.E.: *Efektywne skrawanie stopów magnezu*. Mechanik, 7, 2000, 467–474.
- [3] FU Z. T., YANG W. Y., WANG X. L., LEOPOLD J.: *Analytical Modelling of Milling Forces for Helical End Milling Based on a Predictive Machining Theory*. 15th Cirp Conference on Modelling of Machining Operations (15th Cmmo), 31, 2015, 258–263.
- [4] ZAGÓRSKI I., KUCZMASZEWSKI J.: *The study of cutting forces and their amplitudes during high-speed dry milling magnesium alloys*. Advances in Science and Technology – Research Journal, 7, 20, 2013, 61–66.
- [5] <http://fenes.com.pl/pl>, [data dostępu: 06.02.2017]
- [6] OCZOŚ K.E.: *Rozszerzenie granic stosowalności stopów magnezu*. Mechanik, 5–6, 2009, 386–400.
- [7] KUCZMASZEWSKI J., ZALESKI K.: *Obróbka skrawaniem stopów aluminium i magnezu*. Politechnika Lubelska, Lublin, 2015.

- [8] GZIUT O., KUCZMASZEWSKI J., ZAGÓRSKI I.: *The influence of technological parameters and geometric features of a cutting edge on cutting forces during AZ91HP alloy milling*. Advances in Manufacturing Science and Technology, 38, 2, 2014, 83–92.
- [9] KUCZMASZEWSKI J., PIEŠKO P.: *Wpływ rodzaju powłok frezów węglkowych na siły skrawania oraz chropowatość powierzchni przy frezowaniu stopu aluminium EN AW-6082*. Mechanik, 10, 2013, 846–854.
- [10] KUCZMASZEWSKI J., PIEŠKO P.: *Wear of milling cutters resulting from high silicon aluminium alloy cast AlSi21CuNi machining*. Maintenance and Reliability, 16, 1, 2014, 37–41.
- [11] KIM J., LEE K.: *Surface Roughness Evaluation in Dry-Cutting of Magnesium Alloy by Air Pressure Coolant*. Engineering, 2, 2010, 788–792.
- [12] DANIS I., MONIES F., LAGARRIGUE P., WOJTOWICZ N.: *Cutting forces and their modelling in plunge milling of magnesium-rare earth alloys*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 84, 9–12, 2016, 1801–1820.
- [13] CUS F., ZUPERL U., GECEVSKA, V.: *High-speed milling of light metals*. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 24, 1, 2007, 357–364.
- [14] KULISZ M., ZAGÓRSKI I., SEMENIUK A.: *Artificial neural network modelling of cutting force components during AZ91HP alloy milling*. Applied Computer Science, 12, 4, 2016, 49–58.
- [15] PRATAP T., PATRA K. J.: *Finite Element Method Based Modeling for Prediction of Cutting Forces in Micro-end Milling*. Journal of The Institution of Engineers (India): Series C, 1–10. doi:10.1007/s40032-016-0232-2

Marek BŁASZCZAK*

WPLYW ZJAWISKA DYFUZJI NA STOPIEŃ PRZEMIAN W BIOMATERIALE NA BAZIE KOBALTU PODDANEGO OBRÓBCE CIEPLNEJ

Streszczenie

Artykuł opisuje odlewniczy stop kobaltu poddany obróbce cieplnej tj. wyżarzaniu rekrytalizującemu w zakresie temperatur 1173÷1473 K, którego celem było zmniejszenie udziału struktury dendrytycznej i otrzymanie struktury krystalicznej. Założenia procesu obróbki cieplnej uwzględniły zjawisko dyfuzji którego parametry zostały wyliczone analitycznie. Kolejne części artykułu zawierają szczegółowe parametry obróbki oraz otrzymane wyniki analizy mikrostrukturalnej, dyfrakcyjną analizę fazową, pełną mikroanalizę składu chemicznego oraz pomiary twardości.

1. WSTĘP

Stopy na osnowie kobaltu stanowią grupę tworzyw metalicznych zastosowanych na wyroby dla chirurgii rekonstrukcyjnej. Cechują się też większą zdolnością do repasywacji w roztworach fizjologicznych. Właściwości mechaniczne oraz odporność korozyjna jest zdeterminowana przez skład chemiczny oraz strukturę zależną od rodzaju technologii i warunków wytwarzania. Pod tym względem stopy kobaltowe można podzielić na odlewnicze i do przeróbki plastycznej.

Do głównych pierwiastków stopowych zalicza się chrom, którego stężenie zmienia się w granicach 18÷30 %, molibden w zakresie od 2,5 do 9% oraz nikiel o stężeniu ograniczonym w zakresie 15 do 35%. W stopach przerabianych plastycznie wprowadzany jest dodatkowo wolfram w ilościach 3÷8,8%. W stopach kobaltu występuje też węgiel, którego maksymalne stężenie waha się w granicach 0,05÷0,35%.

* Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologicznych Systemów Informacyjnych, ul. Nadbystrzycka 36, m.blaszczak@pollub.pl

Podstawowym pierwiastkiem, który ulega segregacji jest chrom, którego stężenie zmienia się w zakresie 19÷35%. Molibden podlega segregacji w mniejszym stopniu i zmiana jego stężenia waha się w granicach od 4 do 6%.

Najczęściej stosowanym stopem kobaltu jest odlewniczy stop Co – Cr – Mo typu Vitalium. Osnową stopu Co – Cr – Mo w stanie lanym są krystality roztworu stałego chromu, molibdenu i węgla w fazie β – Co o sieci A1. W obrębie krystalitów istnieją silne mikrosegregacje dendrytyczne, a w przestrzeniach międzydendrytycznych i wzdłuż granic krystalitów rozmieszczone są wydzielania pierwotne o charakterze ciągłym. Obróbkę cieplną stopów odlewniczych stosuje się w celu poprawy właściwości mechanicznych i zmęzeniowych, której efekty silnie zależą od modyfikacji składu chemicznego oraz jakości metalurgicznej odlewu[1].

W stopach tego typu nie wprowadzono również żelaza oraz wolframu, a jako dodatek stabilizujący wprowadzono niob. Wykluczanie żelaza ze składu stopu zwiększa się jego odporność na korozję. Dodatkowym czynnikiem zwiększającym odporność korozyjną głównie wżerową i międzykrystaliczną, jest obniżenie zawartości węgla, który w obecności węglilotwórczych dodatków stopowych powoduje tworzenie się w stopach niekorzystnych węglików $M_{23}C_6$ [2,1].

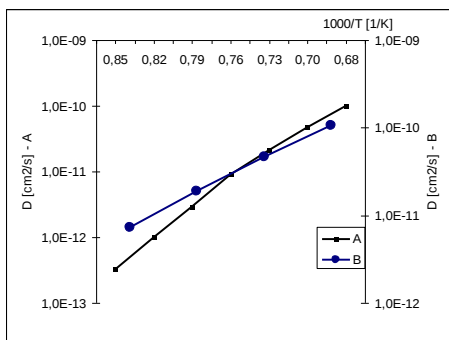
Najbardziej istotną z punktu widzenia biomateriałów jest przemiana alotropowa α – Co $\Leftrightarrow$ β – Co. Zmiana struktury z A1 (β – Co) na A3 (α – Co) może nastąpić przez utworzenie błędu ułożenia w co drugiej płaszczyźnie {111} sieci A1[2,3,4]. W wyniku tego sekwencja płaszczyzn zmieni się z ABCABC na ABAB płaszczyzn (0001). Taka zmian sekwencji może powstać przez przemieszczanie się częściowej dyslokacji Shockley’a o wektorze Burgersa $\frac{1}{6}\langle 211 \rangle$ w co drugiej płaszczyźnie {111}.

W stopach odlewniczych typu Vitalium przemiana A1 $\rightarrow$ A3 zachodzi wg Bojara [1,4] głównie pod wpływem naprężeń termicznych towarzyszących obróbce cieplnej, powodujących intensywną dysocjację dyslokacji, co prowadzi do powstania błędów ułożenia a następnie przy istnieniu wystarczającej siły napędowej, do tworzenia bliźniaków przemiany i wyodrębnionych płytek fazy A3.

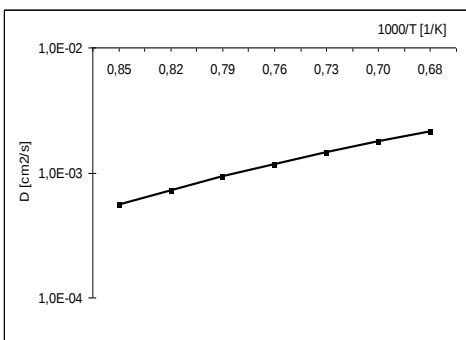
W biomateriałach na bazie kobaltu pod wpływem obróbki cieplnej zachodzi przemiana fazowa β – Co (faza paramagnetyczna o strukturze A1) w α – Co (faza ferromagnetyczna o strukturze A3). Do takich stopów należą między innymi stale austenityczne oraz stopy Co – Cr – Mo i Co – Cr – Ni. Udział procentowy tych faz w stopie może być regulowany poprzez zmiany parametrów obróbki cieplnej.

2. WYZNACZENIE ZALEŻNOŚCI WSPÓŁCZYNNIKA DYFUZJI OD TEMPERATURY DLA STOPU Co – Cr – Ni

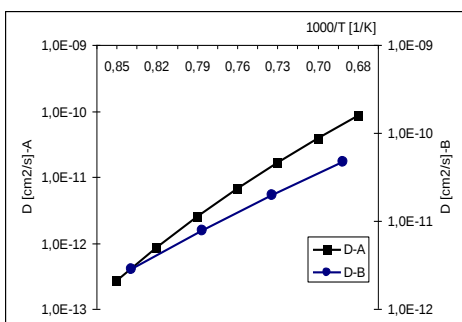
Prowadzona analiza strukturalna wymaga uwzględnienia wpływu zjawiska dyfuzji na stopień przemian. Obliczenie wartości współczynników dyfuzji dla określonej struktury krystalicznej badanego stopu zostało przeprowadzone z prawa Arrheniusa.



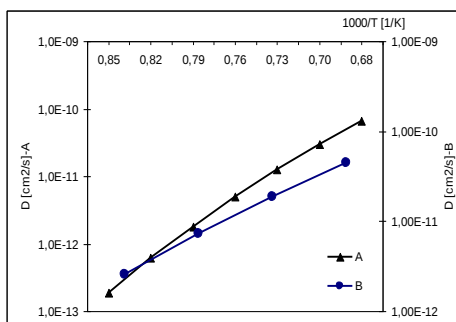
Rys. 1. Wykres zmian współczynnika samodyfuzji Co w β – Co w przedziale temperatur 1173÷1473, dla Q i D0 na podstawie literatury (A – [5], B – [7])



Rys. 2. Wykres zmian współczynnika dyfuzji Co w stopie Co + Cr + Ni w przedziale temperatur 1173÷1473 K, dla Q i D0 wg. literatury [5,6,7]



Rys. 3. Wykres zmian współczynnika dyfuzji Co w stopie Co + 10,9Ni w przedziale temperatur 1173÷1473 K, dla Q i D0 na podstawie literatury [5,7]



Rys. 4. Wykres zmian współczynnika dyfuzji Ni dla układu Co + 10,9Ni w przedziale temperatur 1173÷1473 K dla Q i D0 na podstawie literatury [6,7]

Według danych literaturowych [5,6,7] współczynnik samodyfuzji Co zależy nieliniowo od temperatury z załamaniem w temperaturze 1320 K, która jednak jest niższa niż literaturowa wartość temperatury przemiany magnetycznej.

Dla dyfuzji w stopach Co – Ni i Co – Cr – Ni otrzymano również wzrost współczynnika dyfuzji Co i Ni ze wzrostem temperatury z tym że dyfuzja Co w stopie Ni i Cr jest szybsza niż w stopie bez Cr.

2.1. Obróbka cieplna

W celu określenia temperatury efektywnego zaniku struktury dendrytycznej oraz zbadania wpływu obróbki cieplnej na strukturę i właściwości fizyczne wykonano obróbkę cieplną typu wyżarzanie na serii próbek pobranych z wlewka (21 sztuk).

Z zależności Boczwara $T_r = (0,4 \div 0,7) T_t$ wynika, że zakres temperatury, w której winna zająć rekrystalizacja, przy założeniu że $T_t = 1773$ K wynosi: $T_r = 873 \div 1323$ K [7]. Zależność ta odnosi się jednak do temperatury wyżarzania rekrystalizującego (przeprowadzonego po obróbce plastycznej na zimno). Z doniesień literaturowych [1] dla stopów Vitalium wynika, że zanik struktury dendrytycznej następuje powyżej 1323 K. Ponieważ stop będący obiektem badań jest odlewniczy, ale różni się składem chemicznym od stopów Vitalium (zawiera Ni), do wyżarzania wybrano zakres temperaturowy 1173÷1473 K z krokiem co 50 K. W tym zakresie temperatur szybkość dyfuzji lub samodyfuzji rośnie od $D = 3,03 \cdot 10^{-13}$ cm²/s do $D = 2,11 \cdot 10^{-3}$ cm²/s.

Wyżarzanie prowadzono w atmosferze powietrza w elektrycznym piecu komorowym w czasie 0,75 h, chłodzenie realizowano w spokojnym powietrzu (dla każdej temperatury wykonano serię 3 próbek). Ponadto w temperaturze 1173 K wykonano wyżarzanie w czasie 12 h, celem zbadania wpływu długotrwałego wygrzewania na morfologię i skład fazowy. W temperaturze 1173 K wykonano też badania wpływu prędkości chłodzenia na strukturę.

Zgłady metalograficzne przygotowano zgodnie z metodyką własną autora w oparciu o literaturę [9,10] i materiały firmy Struers. Próbkę przeznaczoną do obserwacji na mikroskopie świetlnym trawiono wodą królewską (35% HCl + 65% HNO₃) w czasie 5min w temperaturze otoczenia (~295 K).

2.2. Metodyka badań

Badania mikrostrukturalne przed i po obróbce cieplnej wykonano metodą mikroskopii świetlnej na optycznym mikroskopie metalograficznym NEOPHOT 2 (ZEISS) z cyfrowym zapisem obrazu.

Analizę fazową przeprowadzono metodą dyfraktometryczną na dyfrakto-metrze RTG, TUR M62 z goniometrem HZG 4 sterowanym programem „XMEASURE”. W pomiarach użyto lampę z anodą Cu i filtrem Fe, oraz szczeliną 0,22 mm. W wyniku wstępnej analizy określono zakres pomiarowy (kąt 2θ): 400÷960 w przypadku stopu o strukturze odlewniczej oraz 400÷520 w przypadku stopu poddanego obróbce cieplnej.

Mikroanalizę składu chemicznego prowadzono na elektronowym mikroskopie skaningowym LEO 1430VP z EDX-Rontec. Badania twardości prowadzono na twardościomierzu Brinella. Powierzchnie struktur obliczano przy użyciu programu Image-Pro z modulem Materials-Pro®. Badania mikrotwardości prowadzono metodą Vickersa na mikroskopie metalograficznym Neophot 2.

3. STOP KOBALTU PO OBRÓBCE CIEPLNEJ

3.1. Analiza mikrostrukturalna

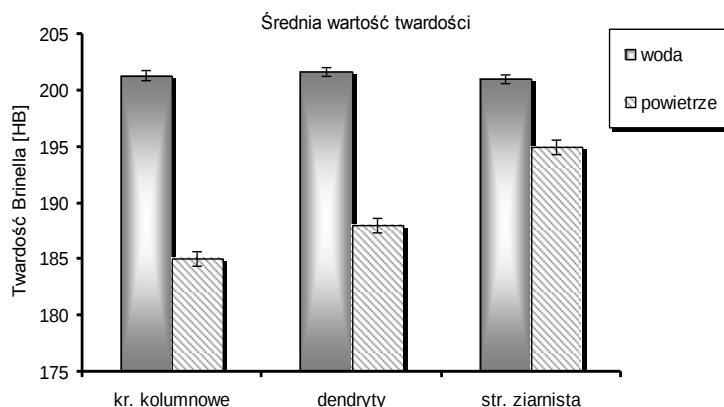
Prowadzona analiza literaturowa dotycząca stopów typu Co – Cr – Ni wskazała na możliwość zmiany właściwości ze względu na prędkość chłodzenia. Dla zbadania wpływu prędkości chłodzenia wykonano próby wyżarzania z chłodzeniem w wodzie.

Z przeprowadzonych analiz obrazów mikrostrukturalnych wynika, że zwiększenie prędkości chłodzenia po obróbce cieplnej prowadzonej w tych samych warunkach nie wpływa na zmianę struktury [11]. Obszary o strukturze dendrytycznej otrzymane przy dłuższym czasie chłodzenia są również obecne na próbkach chłodzonych w wodzie. Podobnie zaobserwowano występowanie pozostałości kryształów kolumnowych. Widoczne są również obszary gdzie trudno jest w sposób jednoznaczny określić typ struktury ponieważ nie zostały wytrawione granice ziaren.

Pomiar twardości próbek wykazał wzrost średniej twardości o ~7% dla próbek chłodzonych w wodzie (rys. 5). Otrzymane wielkości dla poszczególnych prędkości chłodzenia wynoszą: dla chłodzenia w wodzie 201 HBS 5/750, dla chłodzenia na wolnym powietrzu 187 HBS 5/750. Na próbce chłodzonej w wodzie zaobserwowano wzrost obszarów o strukturze ziarnistej z 2,4% dla próbki chłodzonej w powietrzu do 20,9%. Dla próbek chłodzonych w wodzie zmniejszyły się powierzchnie obszarów o strukturze kryształów kolumnowych i strukturze dendrytycznej odpowiednio 31,1% → 21,1% i 66,45% → 58%. Bezwzględny błąd pomiaru dla chłodzenia w wodzie jest mniejszy niż dla chłodzenia na powietrzu.

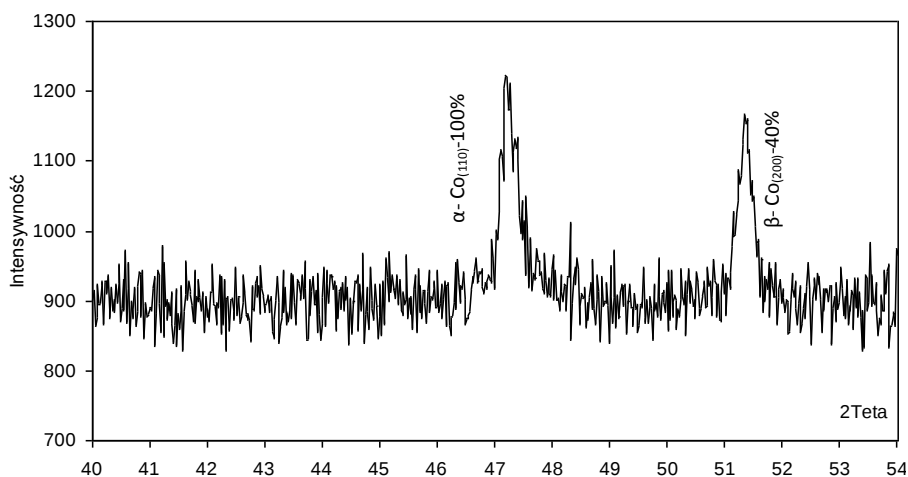
Niewielki wzrost twardości i nieco większa równomierność na materiale po chłodzeniu w wodzie świadczy o uzyskaniu stanu słabo przesyconego, prowadzącego do nieco wyższej jednorodności struktury.

Przyjmując, że właściwości badanego stopu kobaltu zmieniają się tak jak innych biomateriałów (stop Vitalium) można stwierdzić, że pozostałe właściwości mechaniczne tego stopu ulegają zmianie w wyniku obróbki cieplnej.



Rys. 5. Średnia wartość twardości próbek, twardościomierz Brinella, zglądy trawione

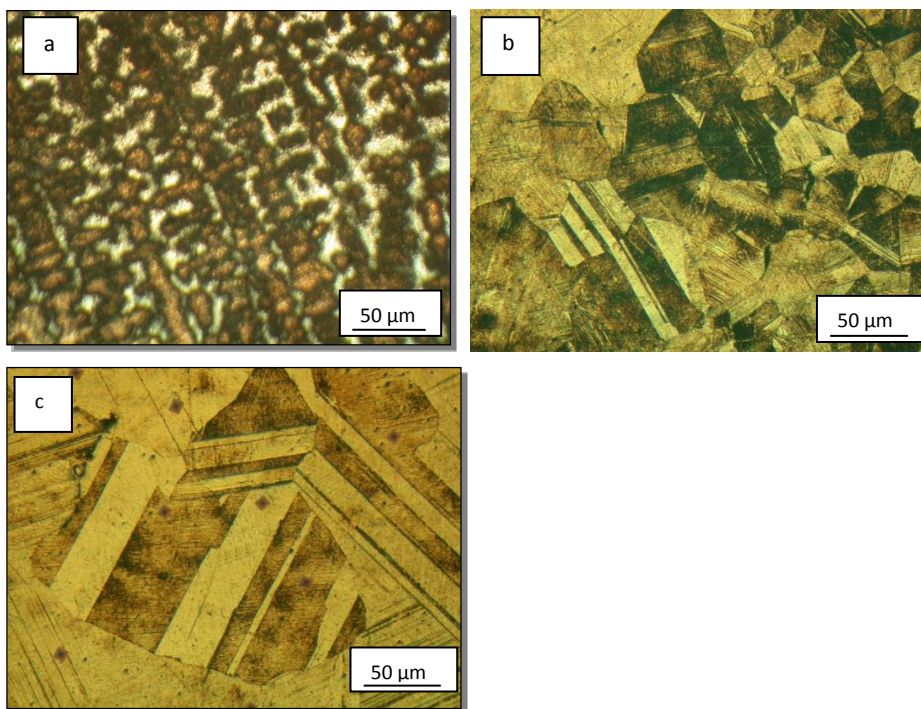
Rysunek 6 przedstawia dyfraktogram próbki chłodzonej w wodzie, na którym widoczne są dwie fazy α – Co (100%) i β – Co (40%). Przedstawiona analiza została zawężona jedynie do 80 ponieważ piki od pozostałych płaszczyzn mają bardzo małą intensywność która najczęściej zawiera się w poziomie tła.



Rys. 6. Dyfraktogram stopu po obróbce cieplnej 1173K/0,75 h, lampa Cu, filtr Fe, 30kV/20mA, $v = 20/\text{min.}$, próbka trawiona, chłodzenie w wodzie

3.2. Wyżarzanie w temperaturze 1473 K

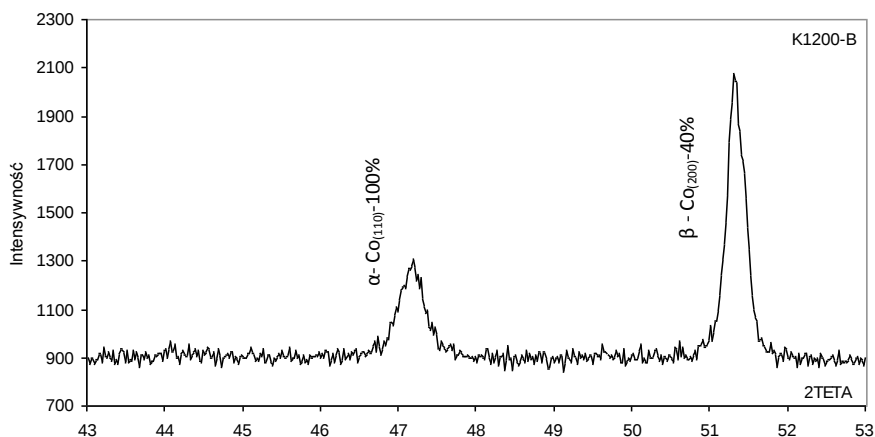
Temperatura wyżarzania 1473K stanowi górną granicę temperatury wyżarzania co wynika z temperatury topienia roztworu na osnowie głównego składnika stopowego (Co). Przedstawiona na rys. 7 mikrostruktura wykazuje duże zróżnicowanie. Na powierzchni widoczna jest struktura dendrytyczna przedstawiona na rys. 7 (a) zajmuje ona najmniejszą część powierzchni próbki (7,71%). Znacznie większa jest powierzchnia o strukturze krystalicznej z widocznymi bliźniakami rys. 7 (b, c). Wielkość zbliźniaczonych kryształów jest różna co widać na rys. 7 b i c których powierzchnia wynosi 71,4%. Na powierzchni próbki zauważono również obszary o strukturze ziaren wolnych od bliźniaków, prawdopodobnie są to ziarna fazy α – Co i stanowią one 20,9% powierzchni próbki.



Rys. 7. Mikrostruktura stopu po wyżarzaniu w temperaturze 1473 K w czasie 0,75 h

Twardość stopu wyżarzanego w 1473 K wynosi średnio 182,2 HBS 5/750. Zaobserwowano różnicę w twardości ziaren zbliźniaczonych i wolnych od bliźniaków wyżarzania i obszary te mają mniejszą twardość o 4%.

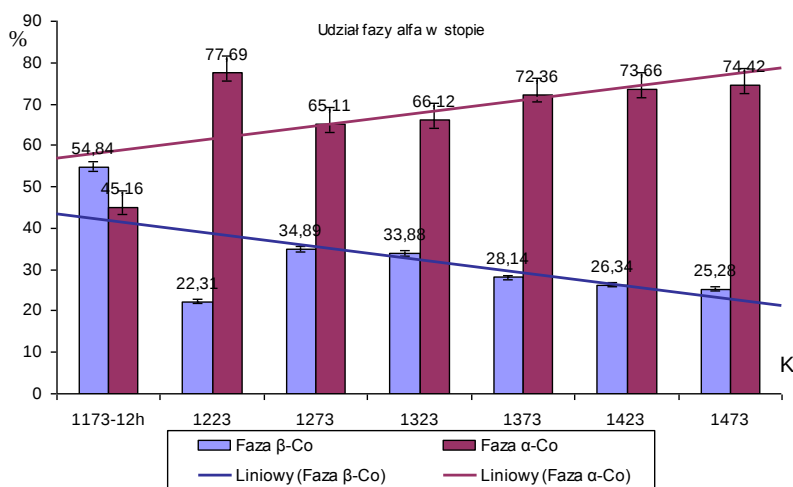
W badaniach dyfrakcyjnych stwierdzono utrzymującą się dwufazowość stopu z efektem tekstury (dominujący pik β – Co (200)) (rys. 8).



Rys. 8. Dyfraktogramy stopu po obróbce cieplnej 1373K/0,75 h, lampa Cu, filtr Fe, 30kV/20mA, $v = 2$ 0/min., chłodzenie w powietrzu, próbki trawione

3.3. Wpływ obróbki cieplnej na skład fazowy stopu

W celu określenia udziału procentowego poszczególnych faz w strukturze stopu po obróbce cieplnej otrzymane obrazy dyfrakcyjne poddano analizie wykorzystując program XMeasure. Obliczono udział procentowy a otrzymane wyniki zostały przedstawione na rysunku 9. Ponieważ niektóre stopy po obróbce cieplnej wykazują teksturę nie zostały uwzględnione w analizie porównawczej.



Rys. 9. Udział fazy α -Co po obróbce cieplnej w wybranych stanach stopu kobaltu

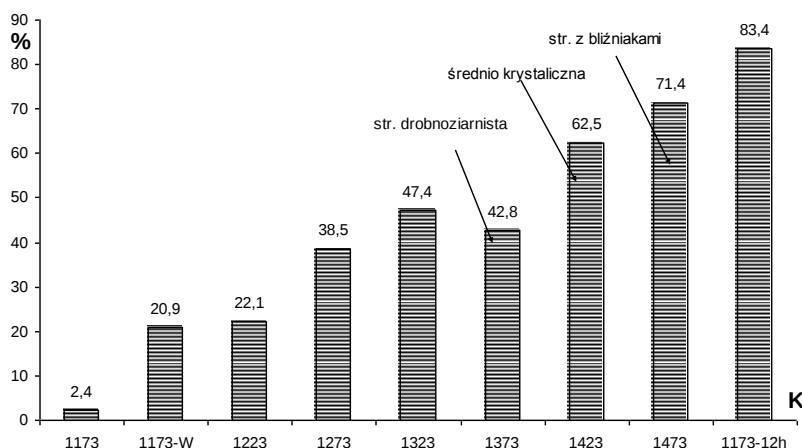
Widać, że stop jest dwufazowy w całym zakresie badań z przewagą fazy α – Co. Udział tej fazy rośnie wraz ze wzrostem temperatury wyżarzania od ~45% do ~74,5%. Wyjątek stanowi stan 1223 K, w którym uzyskano skokowy wzrost udziału fazy α – Co do ~78%.

3.4. Wpływ obróbki cieplnej na morfologię stopu

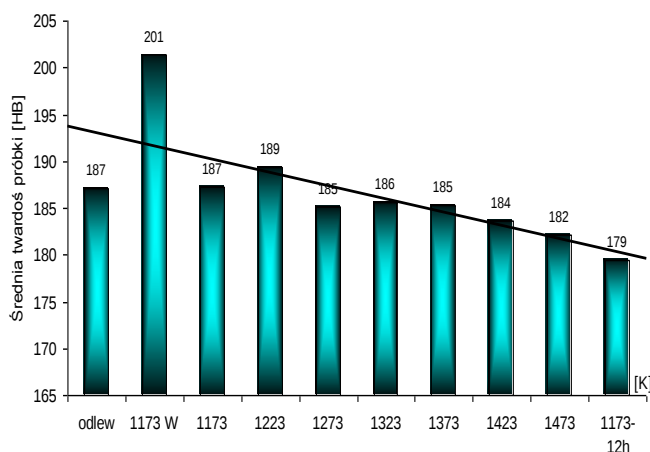
Na rys. 10 została przedstawiona analiza morfologiczna powierzchni analizowanych próbek. Wynika z niej, że wraz ze wzrostem temperatury zwiększa się udział struktury ziarnistej a zmniejsza się udział dendrytów. W przypadku kryształów kolumnowych ich udział zmniejsza się również ze wzrostem temperatury, a po przekroczeniu temperatury 1323K na powierzchni próbek już nie występują. Przy dalszym wzroście temperatury w 1373 K uwidaczniają się obszary o nieujawnionych granicach ziaren. W temperaturze 1423 K pojawia się struktura drobnoziarnista w obszarach międzidendrytycznych.

Dość duży udział procentowy struktury ziarnistej zaobserwowano na próbkach wygrzewanych w temperaturze 1173 K w czasie 12h, przy jednoczesnym zaniku struktury dendrytycznej (1,1%), świadczy to, że na ilość struktury ziarnistej wpływa nie tylko temperatura obróbki lecz również czas jej trwania.

Rys. 11. przedstawia średnią twardość dla próbek wyżarzanych w różnych temperaturach, z którego wynika, że wraz ze zwiększeniem się ilości struktury krystalicznej zmniejsza się twardość próbek. Świadczy to o zaniku defektów struktury mających wpływ na twardość stopu.



Rys. 10. Udział procentowy obszarów o strukturze ziarnistej



Rys. 11. Średnia twardość wyżarzanych próbek

4. WNIOSKI

1. Zmiana ze struktury pierwotnej odlewniczej (dendryty + kryształy kolumnowe) na strukturę ziarnistą zachodzi w sposób ciągły ze wzrostem temperatury. Jako graniczną temperaturę powyżej której nie obserwuje się kryształów kolumnowych a udział struktury ziarnistej przekracza 50% uznano 1373 K.
2. Wydłużenie czasu wygrzewania sprzyja zanikowi struktury dendrytycznej. W najniższej badanej temperaturze 1173 K po 12 h uzyskano ~83% udziału struktury ziarnistej.
3. Podczas przesycania przy temperaturze 1438 K zachodzi częściowa przemiana pierwotnie wydzielonych węglików $M_{23}C_6$ na M_6C . W temperaturze 1483 K obserwuje się początkowo dużą szybkość rozpuszczania węglików, która maleje w miarę wydłużania czasu ujednorodniania. Węglik $M_{23}C_6$ rozpuszczają się całkowicie już po godzinie, natomiast węgliki M_6C rozpuszczają się tylko częściowo. Węglik M_6C rozpuszczają się całkowicie dopiero po 64 godzinach. Przy podwyższeniu temperatury do 1503 K wszystkie rodzaje węglików rozpuszczają się w osnowie ciągu 15 min.

LITERATURA

- [1] BOJAR Z.: *Analiza wpływu struktury na odporność korozyjną i mechanizm pękania stopów kobaltu typu Vitalium*. WAT, W-wa, 1990.
- [2] SUROWSKA B.: *Kształtowanie składu chemicznego i struktury stopów Co-Cr-Ni-Mo jako biomateriałów*. Wyd. Uczelniane PL, Lublin, 1997.
- [3] MARCINIAK J.: *Biomateriały*. Wyd. PŚ, Gliwice, 2002.
- [4] SUROWSKA B., BŁASZCZAK M.: *Magnetic Properties of Cobalt Cast Alloy*. Inżynieria Biomateriałów, 2004, nr 38–42, s. 27–30.
- [5] KOWALSKI J. S., *Teoria procesów przepływowych, cieplnych i dyfuzyjnych*. Wyd. Politechniki Poznańskiej 2009.
- [6] MROWEC S.: *Teoria dyfuzji w stanie stałym*. Wyd. PWN, W-wa, 1989.
- [7] BOCQUET J.L., BREBEC G., LIMOGÉ Y.: *Diffusion in Metals and Alloy*. Physical Metallurgy (3 ed.), Cahn W., Haasen P. (red.), Elsevier, 1983.
- [8] MARCINIAK J.: *Biomateriały*. Wyd. PŚ, Gliwice, 2002.
- [9] Norma PN–66/H–04505
- [10] Norma PN–76/H–04660
- [11] WAŚKOWICZ M., BŁASZCZAK M., SUROWSKA B.: *Influence of high temperature oxidation on surface layer and structure of Co – Ni – Cr – Mo alloys*. 12-th International Conference Achievements in Mechanical & Materials Engineering.

Marian Marek JANCZAREK*

ROZWIĄZANIE PROCESÓW CIEPLNYCH W KOMORZE TECHNICZNEJ PRZY POMOCY ANALOGII ELEKTRYCZNEJ

Streszczenie

Pole temperatur i pole potencjałów elektrycznych zarówno w stanie ustalonym jak i nie ustalonym można zapisać za pomocą takich samych równań. Relacje te wykorzystuje się m. in. do symulacji procesów termokinetycznych z wykorzystaniem modeli elektrycznych. W niniejszej pracy przedstawiono modele przegród złożonych z jednej warstwy, z trzech warstw, a także z dowolnej ilości warstw różniących się pod względem materiałowym. Początkowo scharakteryzowano model RC ściany jednowarstwowej komory cieplnej, po czym omówiono model matematyczno-fizyczny ściany trójwarstwowej. Następnie przedstawiono interpretację opisu elektrycznego ściany w przypadku różnych wymuszeń zewnętrznych. Pracę zakończono wnioskami z przeprowadzonych badań.

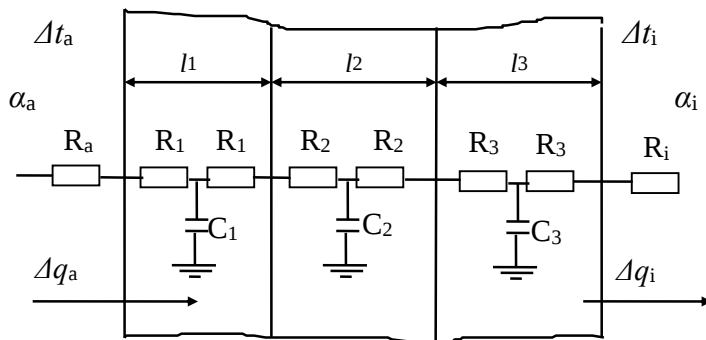
1. WSTĘP

Pole temperatur i pole potencjałów elektrycznych są opisywane takimi samymi równaniami zarówno w stanie ustalonym jak i nie ustalonym. To matematyczne podobieństwo wykorzystywane jest do symulacji procesów termokinetycznych na modelach elektrycznych. Poniżej przedstawiono modele przegród złożonych na przykład z jednej warstwy, z trzech warstw lub odpowiednio z dowolnej ilości warstw różniących się pod względem materiałowym.

Rozpatrywane obiekty zastąpiono obiektami liniowymi z parametrami skupionymi w ten sposób, że przez zastosowanie analogii elektrycznej ściana bez względu na liczbę warstw jest uważana jako czwórnik RC. Modele typu RC oparte są na założeniu nieskończenie wielkiej prędkości rozchodzenia się zaburzenia cieplnego, a więc i elektrycznego. Tego rodzaju analogie termokinetyczno-elektryczne oparte na prawie Ohma, zostały wykorzystane do analizy układów RC, których rozwiązanie przeprowadzono przy pomocy metody operatorowej Laplace'a.

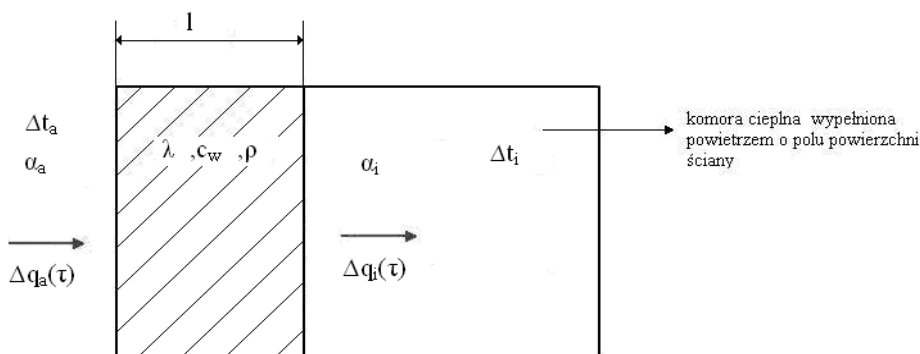
* Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologicznych Systemów Informacyjnych, ul. Nadbystrzycka 36, 20-618 Lublin, m.janczarek@pollub.pl

Wyznaczone wielkości pozwolą określić funkcje przejścia tzw. transmitancje, powiązane z dynamiką zmian temperatury zewnętrznej bądź ogrzewania lub chłodzenia wnętrza komory cieplnej.



Rys. 1. Model przejścia ciepła przez ścianę trójwarstwową wykorzystujący analogię elektryczną

2. MODEL RC ŚCIANY JEDNOWARSTWOWEJ KOMORY CIEPLNEJ



Rys. 2. Model fizyczny przepływu ciepła dla ściany

Na rys. 2 przedstawiono fizyczny model przepływu ciepła dla ściany, gdzie:

$\Delta t_a(\tau)[K]$ – zmiana w czasie temperatury zewnętrznej,

$\Delta t_i(\tau)[K]$ – zmiana w czasie wewnętrznej komory,

$L_a \left[\frac{W}{m^2 \cdot K} \right]$ – współczynnik przejmowania ciepła przez ścianę,

$L_i \left[\frac{W}{m^2 \cdot K} \right]$ – współczynnik przejmowania ciepła przez komorę cieplną,

$\Delta q_a(t) \left[\frac{W}{m^2} \right]$ – zmiana strumienia ciepłego wchodzącego w ścianę,

$\Delta q_i(t) \left[\frac{W}{m^2} \right]$ – zmiana strumienia ciepłego wchodzącego do komory ciepłej,

$\lambda \left[\frac{W}{m \cdot K} \right]$ – współczynnik przewodzenia ciepła przez ścianę,

$C_{wi} \left[\frac{J}{kg \cdot K} \right]$ – ciepło właściwe materiału ściany,

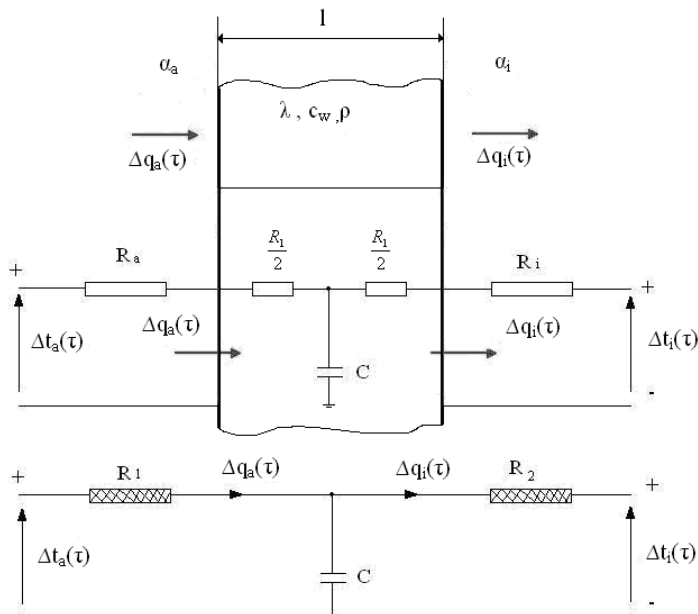
$\rho \left[\frac{kg}{m^3} \right]$ – gęstość materiału ściany,

$l_1 [m]$ – szerokość ściany,

$C \left[\frac{J}{m^2 \cdot K} \right]$ – pojemność cieplna ściany w odniesieniu do $1m^2$.

$\tau [sek]$ – czas.

Ściana przewodzi ciepło, a także w stanach nieustalonych następuje w niej akumulacja energii cieplnej. Stanowi to analogię do kondensatora o pewnej pojemności, w którym następuje gromadzenie się ładunku.



Rys. 3. Układ termo kinetyczny w postaci jednowarstwowej i jego model elektryczny RC

$$\frac{R_1}{2} = \frac{l_1}{2\lambda_1}$$

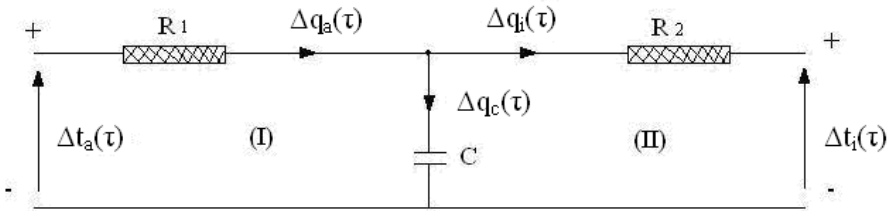
$$R_a = \frac{1}{\alpha_a}$$

$$R_i = \frac{1}{\alpha_i}$$

$$C = c_w \cdot \rho \cdot l_1$$

W naszym przypadku poszukujemy $\Delta q_a(\tau)$, $\Delta q_i(\tau)$, $\Delta t_i(\tau)$.

Rozwiązań dla układu poszukujemy z wykorzystaniem transformacji Laplace'a dla obwodów elektrycznych. Zakładamy, że zależność między temperaturą, a strumieniem cieplnym na obu końcach ścian dana jest w postaci liczby zespolonej $p = 1 + \varpi i$, gdzie ϖ – częstotliwość wymuszenia zewnętrznego. Poszukujemy $\Delta q_a(\tau)$, $\Delta q_i(\tau)$, $\Delta t_i(\tau)$.



Rys. 4. Model wykorzystujący prawa Kirchhoffa

Poniższe analizy matematyczne oparte są na analogii elektrycznej (prawo Ohma, prawo Kirchhoffa) w procesach cieplnych. Pozwolą one wyrazić funkcje przejścia w obiekcie w zależności od warunków termicznych komory.

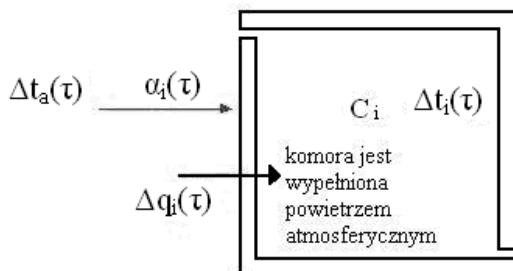
Pierwszy sposób rozwiązania. Korzystamy z pierwszego i z drugiego prawa Kirchhoffa, gdzie zachodzą zależności.

$$1) \Delta q_a(\tau) \cdot R_1 + \frac{1}{C} \int_0^t [\Delta q_c(\tau)] d\tau - \Delta t_a(\tau) = 0 \quad \text{dla I-obwodu}$$

$$2) \Delta q_i(\tau) \cdot R_2 + \Delta t_i(\tau) - \frac{1}{C} \int_0^t \Delta q_c(\tau) d\tau = 0 \quad \text{dla II-obwodu}$$

$$3) \Delta q_a(\tau) = \Delta q_c(\tau) + \Delta q_i(\tau) \rightarrow \text{z I-go prawa Kirchhoffa}$$

Mamy dwa równania i trzy niewiadome. Tworzymy więc trzecie przedstawiające dynamikę zmian ogrzewania komory cieplnej w postaci operatorowej.



Rys. 5. Model komory cieplnej do analizy procesów cieplnych

Wówczas:

l – wysokość komory [m],

F – pole powierzchni [m²],

$V = l \cdot F$ [m³] – objętość komory,

$\Delta t_i(\tau)$ – zmiana temperatury we wnętrzu komory.

Każda komora stanowi „zbiornik” ciepła o pewnej pojemności cieplnej równej C_i , w naszym przypadku $C_i = l \cdot \rho \cdot c_w$.

Wprowadźmy oznaczenia:

M_v – masa powietrz wypełniającego komorę w jednostce czasu,

m_s – masa powietrza wentylator w jednostce czasu użyta do wentylacji komory,

c_w – ciepło właściwe powietrza,

ρ_p – gęstość powietrza, które wypełnia komora,

ΔE – zmiana energii masy powietrza zawartego w komorze w jednostce czasu,

ΔE_1 – zmiana energii wymuszonego przez wentylację masy powietrza użytego do wentylacji w jednostce czasu,

ΔE_2 – zmiana energii wnoszona do komory w jednostce czasu przez wchodzący do jej wnętrza strumień ciepła Δq_i .

Zachodzi wynikająca z zasady zachowania energii zależność:

$$\Delta E = \Delta E_1 + \Delta E_2$$

Równanie to, tak jego prawą i lewą stronę przedstawimy w postaci

$$\left. \begin{aligned} \Delta E_1 &= m_s \cdot c_w [\Delta t_a(\tau) - \Delta t_i(\tau)] \\ \Delta E_2 &= \Delta q_i(\tau) \cdot R_i \cdot \alpha_i \cdot F \end{aligned} \right\} \rightarrow \text{równanie przedstawione w funkcji czasu,}$$

$R_i = \frac{1}{\alpha_i} \rightarrow$ opór związany z przejmowaniem ciepła przez komorę, tym samym:

$$\begin{aligned} \Delta E_1 &= m_s \cdot c_w [\Delta t_a(\tau) - \Delta t_i(\tau)] \\ \Delta E_2 &= \Delta q_i(\tau) \cdot \frac{1}{\alpha_i} \cdot \alpha_i \cdot F = \Delta q_i(\tau) \cdot F \end{aligned}$$

Sumę obu wyrażeń $\Delta E_1 + \Delta E_2$ wynosi:

$$\Delta E_1(\tau) + \Delta E_2(\tau) = m_s \cdot c_w [\Delta t_a(\tau) - \Delta t_i(\tau)] + \Delta q_i(\tau) \cdot F$$

a stosując transformację Laplace'a otrzymamy:

$$m_s \cdot c_w [\Delta t_a(p) - \Delta t_i(p)] + F \cdot \Delta q_i(p)$$

Weźmy lewą stronę równania $\Delta E = \Delta E_1 + \Delta E_2$. Przedstawiamy ją w postaci operatorowej. Wiadomo, że C_i oznacza pojemność cieplną komory w odniesieniu do (1 m²). Zatem możemy zapisać, że zachodzi zależność: $\frac{1}{C_i} \int_0^t \Delta q(\tau) d\tau = \Delta t_i(\tau)$, gdzie $\Delta t_i(\tau)$ jest zmianą temperatury we wnętrzu komory cieplnej.

Ale co ważne: $\Delta q(\tau) \neq \Delta q_i(\tau)$ ponieważ zachodzi wentylacja komory i ciepło a tym samym i strumień ciepła do niej dostarczone nie są takie same jak tylko i wyłącznie przez wnikanie ciepła przez ścianę. Rolę swoją odgrywa tu wentylator – $\Delta q(\tau)$ oznacza tym samym sumaryczną zmianę natężenia strumienia cieplnego, spowodowaną przenikaniem ciepła przez ścianę, a także działaniem wentylatora, który wnosi pewien układ w strumień sumaryczny $\Delta q(\tau)$.

Działalność obu tych strumieni ciepła składa się więc na tzw. strumień sumaryczny $\Delta q(\tau)$, wywołujący zmianę temperatury w komorze cieplnej o $\Delta t_i(\tau)$.

W wyrażeniu $\frac{1}{C_i} \int_0^t \Delta q(\tau) d\tau = \Delta t_i(\tau)$ całka $\int_0^t \Delta q(\tau) d\tau$ oznacza ładunek cieplny zgromadzony w komorze w ciągu czasu. Dokonujemy ponownie transformacji Laplace'a. Tworzymy układ złożony z równań 1, 2, 3.

$$1) \Delta q_a(p) \cdot p R_1 C + \Delta q_a(p) - \Delta q_i(p) - \Delta t_a(p) \cdot p C$$

$$2) \Delta q_i(p) \cdot R_2 C \cdot p + \Delta t_i(p) \cdot p C - \Delta q_a(p) + \Delta q_i(p) = 0$$

$$3) \Delta t_a(p) = [T_m \cdot p + 1] \Delta t_i(p) - \Delta q_i(p) \cdot R_i \cdot K_z$$

Z równań 1, 2, 3, wyznaczamy $\Delta t_i(p)$, $\Delta q_a(p)$, $\Delta q_i(p)$.

Obliczamy $\Delta t_i(p)$; $\Delta q_i(p)$; $\Delta q_a(p)$.

Zakładamy, że $R_1 C > T_m \rightarrow$ oznacza, że kierunek prądu cieplnego, zaznaczony na rysunku jest prawidłowy.

$$\begin{aligned} \Delta q_a(p) &= \\ &= \frac{[p^2 R_2 C T_m + p(R_2 C + T_m + R_i K_z C)] \cdot \Delta t_a(p)}{p^2 T_m R_1 R_2 C + p[T_m(R_1 + R_2) + R_1 R_2 C + R_1 R_i C K_z] + R_1 + R_2 + R_i K_z} \\ \frac{\Delta q_i(p)}{\Delta q_a(p)} &= \frac{(R_1 C - T_m)}{(p R_2 C T_m + R_2 C + T_m + R_i K_z \cdot C)} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{\Delta q_i(p)}{\Delta q_a(p)} &= \\ &= \frac{p(R_1 C - T_m)}{p^2 T_m R_1 R_2 C + p[T_m(R_1 + R_2) + R_1 R_2 C + R_1 R_i C K_z] + R_1 + R_2 + R_i K_z} \end{aligned}$$

Przedstawione powyżej funkcje przejścia możemy otrzymać wykorzystując ogólną postać równania macierzowego:

$$\begin{aligned} [\Delta t_i(p), \Delta q_i(p)] &= \\ &= [\Delta t_a(p), \Delta q_a(p)] \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -R_1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & -pC_1 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \cdots \begin{bmatrix} 1 & -pC_n \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -R_{n+1} & 1 \end{bmatrix} \end{aligned}$$

gdzie: n – liczba warstw ściany.

Wykorzystując wyprowadzone wcześniej równanie energii w postaci operatorowej dla ściany jednowarstwowej otrzymamy:

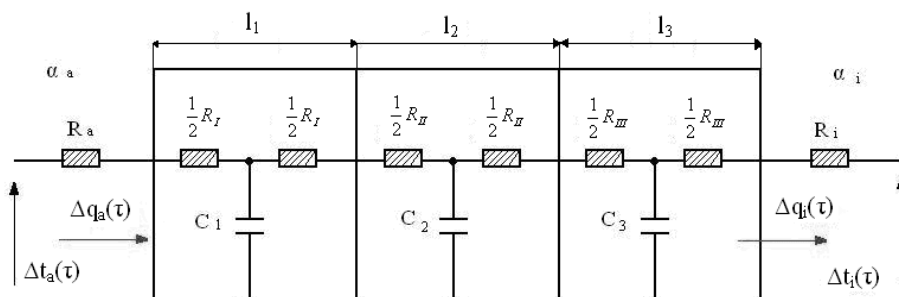
$$\begin{aligned} [\Delta t_i(p), \Delta q_i(p)] &= [\Delta t_a(p), \Delta q_a(p)] \begin{bmatrix} 1 + pR_2 C_1 & -pC_1 \\ -R_1 - R_2 - pR_1 R_2 C_1 & pR_1 C_1 + 1 \end{bmatrix} \\ \Delta t_i(p) &= \Delta t_a(p)(1 + pR_2 C_1) - \Delta q_a(p)[R_1 + R_2 + pR_1 R_2 C_1] \\ \Delta q_i(p) &= -\Delta t_a(p)pC_1 + \Delta q_a(p)(pR_1 C_1 + 1) \end{aligned}$$

$$\begin{cases} \Delta V_i(p) = \Delta t_a(p)(1 + pR_2C_1) - \Delta q_a(p)[R_1 + R_2 + pR_1R_2C_1] \\ \Delta q_i(p) = \Delta q_a(p)(pR_1C_1 + 1) - \Delta t_a(p)pC_1 \end{cases}$$

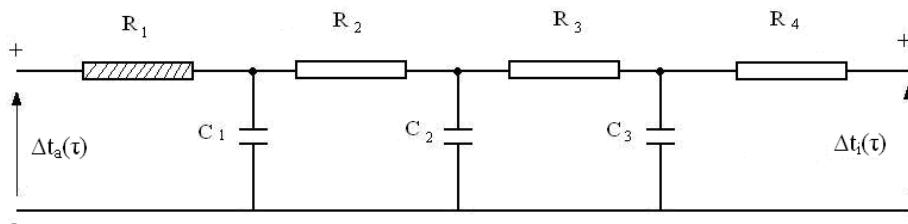
Postać tych równań jest analogiczna z równaniami otrzymanymi metodą Kirchhoffa dla obwodów I i II. Połączenie ich z równaniem bilansu energii daje analogiczne wyniki.

3. MODEL MATEMATYCZNO-FIZYCZNY ŚCIANY TRÓJWARSTWOWEJ

Analogicznie do analizy przedstawionej dla przegrody jednowarstwowej postępujemy w przypadku ściany trójwarstwowej, której schemat przedstawiają rysunki 6, 7 i 8.



Rys. 6. Model przejścia ciepła przez ścianę trójwarstwową

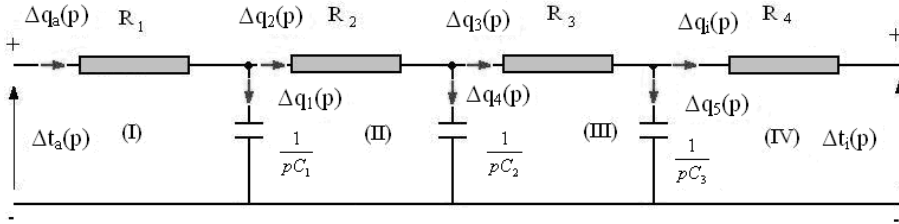


Rys. 7. Schemat elektryczny ściany trójwarstwowej

Zakładamy, że dane są:

$$\rho_1, C_{w_1}, \Lambda_1, \rho_2, C_{w_2}, \Lambda_2, \rho_3, C_{w_3}, \Lambda_3, \alpha_a, \alpha_i, \lambda_1, \lambda_2, \lambda_3, \Delta t_a(\tau)$$

Komora cieplna ma takie same parametry jak w przypadku ściany jednowarstwowej.



Rys. 8. Schemat wykorzystujący rachunek operatorowy dla ściany trójwarstwowej

Interesują nas $\Delta q_i(p); \Delta q_i(p); \Delta t_i(p)$. Mamy 7 równań i osiem niewiadomych, co w powiązaniu z równaniem wynikającym z zasady zachowania energii dla komory ciepłej, da właściwe rozwiązanie. Równaniem tym jest $\Delta t_a(p) = \Delta t_i(p)[p \cdot T_m + 1] - \Delta q_i R_i K_Z$.

W celu ułatwienia obliczeń wykorzystujemy równanie macierzowe. Otrzymujemy w powiązaniu z równaniem wynikającym z zasady zachowania energii dla komory ciepłej układ trzech równań:

$$\begin{cases} 1 \cdot \Delta t_i(p) + 0 \cdot \Delta q_i(p) - m_2 \Delta q_a(p) = m_1 \cdot \Delta t_a(p) \\ 0 \cdot \Delta t_i(p) + 1 \cdot \Delta q_i(p) - m_4 \Delta q_a(p) = m_3 \cdot \Delta t_a(p) \\ (pT_m + 1) \Delta t_i(p) - R_i K_Z \Delta q_i(p) + 0 \cdot \Delta q_a(p) = 1 \cdot \Delta t_a(p) \end{cases}$$

A następnie otrzymamy:

$$\Delta t_i(p) = \frac{W \Delta t_i(p)}{\det W} = \frac{\Delta t_a(p) R_i K_Z (m_2 m_3 - m_1 m_4) + m_2 \Delta t_a(p)}{m_2 (pT_m + 1) - m_4 R_i K_Z}$$

$$\frac{\Delta t_i(p)}{\Delta t_a(p)} = \frac{R_i K_Z (m_2 m_3 - m_1 m_4) + m_2}{m_2 (p \cdot T_m + 1) - m_4 R_i K_Z}$$

$$\Delta q_i(p) = \frac{W \Delta q_i(p)}{\det W} = \frac{\Delta t_a(p) [(p \cdot T_m + 1)(m_2 m_3 - m_1 m_4) + m_4]}{m_2 (p \cdot T_m + 1) - m_4 R_i K_Z}$$

$$\frac{\Delta q_i(p)}{\Delta t_a(p)} = \frac{(p \cdot T_m + 1)(m_2 m_3 - m_1 m_4) + m_4}{m_2 (p \cdot T_m + 1) - m_4 R_i K_Z a_3}$$

$$\Delta q_a(p) = \frac{W \Delta q_a(p)}{\det W} = \frac{\Delta t_a(p) [1 - (p \cdot T_m + 1)m_1 + R_i K_Z m_3]}{m_2 (p \cdot T_m + 1) - m_4 R_i K_Z}$$

$$\frac{\Delta q_i(p)}{\Delta q_a(p)} = \frac{[(p \cdot T_m + 1)(m_2 m_3 - m_1 m_4) - m_4]}{1 - (p \cdot T_m + 1)m_1 + R_i K_Z m_3}$$

Równania powyższe przedstawiają transmitancje operatorowe reprezentujące funkcje przejścia strumieni ciepłych zewnętrznych i wewnętrznych oraz temperatur zewnętrznych i wewnętrznych.

4. INTERPRETACJA OPISU ELEKTRYCZNEGO ŚCIANY W PRZYPADKU RÓŻNYCH WYMUSZEŃ ZEWNĘTRZNYCH

Ściana jest traktowana jako analog elektryczny, gdzie zastąpiona jest kondensatorem o pojemności cieplnej C . Załóżmy, że jest ona wykonana z cegły o grubości $l = 10 \text{ cm} = 0,1 \text{ m}$; pozostałe parametry mają wartości:

$$C = \rho_1 \cdot C_w \cdot \rho_1 = 123,2 \frac{I}{\text{kg} \cdot K}$$

$$R_i = \frac{1}{\lambda_i} = 0,125 \frac{W}{m^2 \cdot K}$$

$$T_m = 10$$

$$R_1 = \frac{1}{\alpha_a} + \frac{1}{2\lambda_1} = \frac{1}{10} + 0,08064516 = 0,18064516 \left[\frac{m^2 \cdot K}{\text{Wat}} \right]$$

$$R_2 = \frac{1}{\alpha_i} + \frac{\Delta_1}{2\lambda_1} = 0,125 + 0,08064516 = 0,20564516 \left[\frac{m^2 \cdot K}{\text{Wat}} \right]$$

Przyjmijmy, że $K_z = 1$

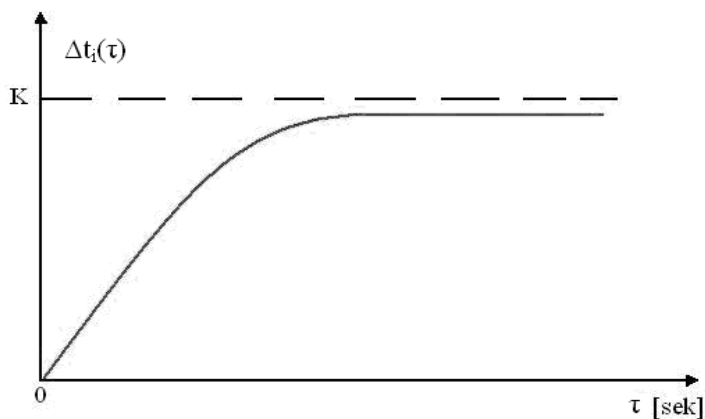
$$\Delta t_i(p) = \frac{\Delta t_a(p) [R_1 + R_2 + R_i K_z + p R_1 R_2]}{p^2 \cdot T_m R_1 R_2 \cdot C + p [T_m (R_1 + R_2) + R_1 R_2 C + R_1 R_i C K_z] + R_1 + R_2 + R_i K_z}$$

i obliczając transformatę odwrotną znajdujemy przebieg czasowy, tj.: oryginał transformaty Laplace'a i przedstawmy go graficznie:

$$\Delta t_i(t) = 25 - 12,4e^{-0,2t} - 12,6e^{-0,1t}$$

$$\Delta t_i'(t) = 0 + 2,48e^{-0,2t} - 0,126e^{-0,1t} > 0 \text{ funkcja jest rosnąca } t \geq 0$$

$$\Delta t_i''(t) = -0,496e^{-0,2t} - 0,126e^{-0,1t} < 0 \quad t \geq 0$$



Rys. 9. Przebieg czasowy ustalania się temperatury

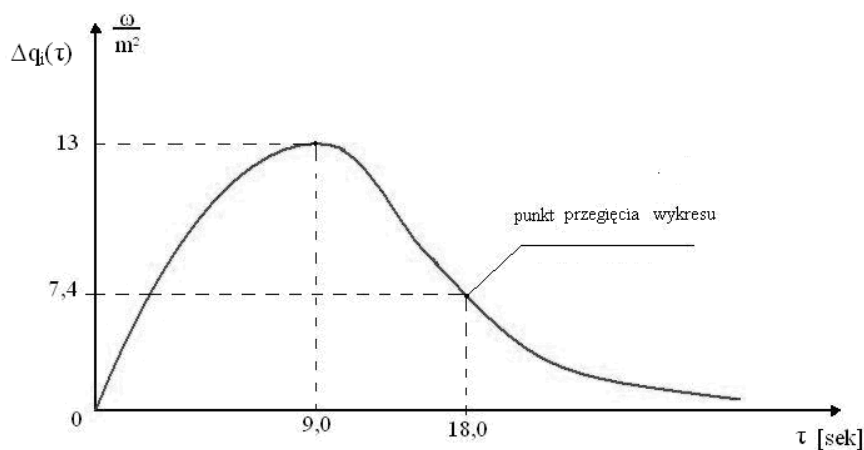
Poniżej przedstawiony jest przebieg czasowy $\Delta q_i(\tau)$ na wyjściu układu przy wymuszeniu:

$$\Delta q_i(p) = \frac{\Delta t_a(p)[R_1 C - T_m] \cdot p}{p^2 T_m R_1 R_2 C + p[T_m(R_1 + R_2) + R_1 R_2 C + R_1 R_1 K_z C] + R_1 + R_2 + R_1 K_z}$$

Dla $(0 < \tau < 9,0) \rightarrow$ funkcja rośnie

Dla $\tau > 9,0 \rightarrow$ funkcja maleje

W punkcie $\tau = \tau_0 \approx 9,0 \text{ sek}$ występuje maksimum lokalne.



Rys. 10. Przebieg czasowy $\Delta q_i(\tau)$ na wyjściu układu przy wymuszeniu stałym

5. ZAKOŃCZENIE

W pracy przedstawiony jest sposób opisu procesów cieplnych w komorach technicznych wykorzystujący analogię elektryczną. Ściana obiektu budowlanego dzięki prostemu wyznaczeniu jej oporności oraz pojemności cieplnej jest modelowana przy pomocy czwornika RC. Uniwersalność tego sposobu opisu przegrody polega na tym, iż dzięki zastosowaniu prawa Ohma możemy modelować ścianę o dowolnej liczbie warstw poprzez odpowiadające im szeregowo połączone obwody RC. Jest to metoda, której praktyczne potwierdzenie zasadności stosowania przedstawione jest w pracy dyplomowej.

Dzięki uzyskanym wynikom w postaci funkcji przejścia między temperaturami zewnętrznymi i wewnętrznymi oraz między gęstościami strumieni ciepła możemy określić amplitudę zmian temperatury wewnątrz pomieszczenia oraz jej przesunięcie fazowe. Wielkości te są decydujące dla określenia stabilności termicznej komory cieplnej. Bezładność cieplna jest zasadniczym elementem fizyki budowli pozwalająca na uzyskiwanie oszczędności energii w procesach ogrzewania lub chłodzenia komór cieplnych.

LITERATURA

- [1] CARLSLAW H., JAEGER J.: *Conduction of heat in solid*. Oxford University, 1959.
- [2] JANCZAREK M.M.: Analiza matematyczno-fizyczna cieplnych komór technicznych. [w:] Technologie informacyjne w technice i kształceniu, Politechnika Lubelska, Lublin, 2013, str. 127–137.
- [3] JANCZAREK M.M.: *Analyses of heat transfer through walls of thermal technical spaces with computer helping*. Applied Computer Science, No 4, Vol. 10, 2014, s. 75–83.
- [4] JANCZAREK M. M.: *Heat and mass transfer processes in thermal treatment chambers for fruit*. [in:] Robotics and manufacturing systems, Politechnika Lubelska, 2014, pp. 192–202.
- [5] JANCZAREK M.: *Efekty energetyczne uzyskane w technicznych komorach technicznych – Modelowanie – Sterowanie systemami wytwórczymi*. Politechnika Lubelska, Lublin, 2015, s.19–28.
- [6] JANCZAREK M., BULYANDRA O.: *Computer modeling of energy saving effects*. Applied Computer Science, No 3, vol.12, 2016, pp. 47–60.

Piotr WITTBRODT*, Iwona ŁAPUNKA**

WIELOKRYTERIALNE PROBLEMY DECYZYJNE W ZASTOSOWANIU DO OCENY STANU NARZĘDZIA SKRAWAJĄCEGO

Streszczenie

W artykule przedstawiono przegląd wielokryterialnych metod podejmowania decyzji. Omówiono metody szkoły francuskiej (np. metody ELECTRE), a także metody syntezy jednokryterialnej szkoły amerykańskiej (SAW, TOPSIS czy AHP). Podjęto próbę wykorzystania metody AHP w praktycznych zagadnieniach oceny stanu zużycia narzędzia skrawającego na przykładzie frezu walcowo-czołowego.

1. WPROWADZENIE

Funkcjonowanie systemu produkcyjnego związane jest z problemem wyboru rozwiązania oraz podjęciem decyzji o jego wyborze. Każda decyzja niesie ze sobą bardzo daleko idące skutki, a jej konsekwencje bywają często bardzo złożone. Ze względu na konsekwencje, podjęcie właściwej decyzji jest bardzo istotne. Ponieważ decyzja często jest podejmowana intuicyjnie, jest narażona na błędy i przypadkowość. W celu uniknięcia powyższej sytuacji, należy dokonać analizy i oceny potencjalnych rozwiązań w sposób wieloaspektowy, uwzględniający różnorodność problemu. W przypadku wyboru optymalnego wariantu, należy także dokonać analizy wariantów pod kątem ich pozytywnego i negatywnego oddziaływania.

Do metod naukowych, które się sprawdziły w praktyce, należy zaliczyć metody wielokryterialnego podejmowania decyzji – Multiple Criteria Decision Making (MCDM). Metody te stanowią obecnie podstawę procedur decyzyjnych.

* Politechnika Opolska, Wydział Inżynierii Produkcji i Logistyki, Instytut Innowacyjności Procesów i Produktów, ul. Ozimska 75, Opole, p.wittbrodt@po.opole.pl

** Politechnika Opolska, Wydział Inżynierii Produkcji i Logistyki, Instytut Innowacyjności Procesów i Produktów, ul. Ozimska 75, Opole, i.lapunka@po.opole.pl

Na przestrzeni kilku ostatnich lat, metody wielokryterialne rozwijały się dynamicznie i zyskały dużą popularność wśród systemów wspomagania decyzji w różnych dziedzinach aktywności ludzkiej. Zostało opracowanych wiele modeli i metod wspomagania podejmowania decyzji, od problemów prostych po złożone, np. wybór optymalnego wariantu źródła pozyskania węgla kamiennego [1], wybór najlepszego rozwiązania konstrukcji siedziska pojazdu [2], w teorii gier [3] czy też określenia warunków eksploatacyjnych [4]. Niezwykle trudnym problemem decyzyjnym jest określenia warunków eksploatacyjnych, gdyż na stan obiektu wpływa wiele zmiennych o charakterze statycznym jak i dynamicznym.

2. WYBRANE WIELOKRYTERIALNE METODY WSPOMAGANIA DECYZJI

2.1. Analiza wielokryterialna

Analiza wielokryterialna jest metodą matematyczną i obejmuje analizę oraz wspomaganie procesu podejmowania decyzji, gdy wybór najkorzystniejszego rozwiązania następuje między wieloma wariantami lub strategiami. Jest to więc próba wyznaczenia rozwiązania najlepszego przy danym zasobie wiedzy i informacji o możliwych konsekwencjach.

Wybór najlepszego rozwiązania poprzedzony jest doбором odpowiednich kryteriów oceny (wskaźników lub ich zbioru) oceniających poszczególne warianty. Kryteria oceny powinny uwzględniać różne aspekty ocenianego wariantu, specyficznych dla analizowanego przypadku [5]. Matematyczny zapis problemu decyzyjnego najczęściej się przedstawia tzw. macierzy decyzyjnej. Jest to opis poszczególnych wariantów wraz z kryteriami opisującymi te warianty. Wartości przedstawione w macierzy decyzyjnej są wyrażone w postaci liczbowej. Skala wartości punktowej najczęściej przyjmuje wymiar od 0 do 5, gdzie wartość minimalna to ocena najniższa, natomiast maksymalna – ocena najlepsza (tab. 1).

Tab. 1. Przykład klasyfikacji punktowej

<i>Wartość porównawcza</i>	1	2	3	4	5
Znaczenie	równe	nieznacznie większe	większe	znacznie większe	skrajnie większe

Rozwiązanie wielokryterialnego problemu decyzyjnych realizowane jest w czterech podstawowych krokach. W pierwszym kroku należy dokonać określenia problemu decyzyjnego a następnie przedstawieniu w formie opisowe (druga faza).

W drugim etapie należy również dokonać modelowania preferencji decydenta, czyli dokonanie hierarchizacji kryteriów ważności. Kolejno, w trzeciej fazie rozwiązania, należy dokonać łączenia wielokryterialnych ocen (lub preferencji) i na ich podstawie dokonać wyboru optymalnego rozwiązania (czwarty etap). W wyniku tak przeprowadzonych rozważań, otrzymuje się ostateczne rozwiązanie problemu przy uwzględnieniu założonych kryteriów.

Poniżej, przedstawiono wybrane wielokryterialne metody wspomagania decyzji [6,7].

2.2. Metody addytywne

W grupie metod addytywnych najbardziej znana jest metoda SAW (ang. Simple Additive Weighting Method) [8]. W metodzie SAW tworzy się ranking badanych obiektów (rozwiązań) w postaci macierzy znormalizowanych ocen, a następnie wybiera wariant, dla którego uzyskano najwyższą ocenę. Prostota oraz łatwość stosowania metody jest jej zaletą. Ocena rozwiązania w metodzie SAW jest dokonywana subiektywnie przez decydenta, co może prowadzić do wyboru mniej korzystnego rozwiązania. Aby zapobiec tej sytuacji, opracowano metodę F-SAW (ang. Fuzzy Simple Additive Weighing Method) [9], w której wartości parametrów wag uzyskuje się poprzez dialog z ekspertem. Do modelowania wag wykorzystuje się trójkątne liczby rozmyte.

2.3. Metody analitycznej hierarchizacji

W przypadku metod analitycznej hierarchizacji najbardziej rozpowszechnione metody to: metoda AHP (ang. Analytical Hierarchy Process) i ANP (ang. Analytic Network Process) oraz ich pochodne F-AHP (ang. Fuzzy Analytic Hierarchy Process) i F-ANP (ang. Fuzzy Analytic Network Process).

Metoda AHP [10] jest uniwersalnym narzędziem, które służy rozwiązywaniu różnorodnych problemów o charakterze decyzyjnym. W metodzie dokonuje się porównań parami niezależnych kryteriów ze sobą oraz wariantów decyzyjnych ze względu na kolejne kryteria (tworzenie porównań dwójkowych). Struktura hierarchiczna metody AHP, pozwala na dekompozycję na kolejne poziomy, na których znajdują się niezależne kryteria oceny. Hierarchia może być wielopoziomowa, a na najniższym poziomie hierarchii znajdują się rozpatrywane warianty decyzyjne. Ze względu na uniwersalność metody AHP, metoda znajduje szerokie zastosowania.

Rozwinięciem metody AHP jest metoda ANP [11]. W tej metodzie zależności wprowadzonych kryteriów pozwalają na uwzględnienie powiązań między nimi oraz wariantami decyzyjnymi. W ten sposób tworzone są grupy (komponenty), które są przedstawione w postaci sieci. Dalsza analiza przebiega w sposób tożsamy do metody AHP (porównanie parami komponentów).

Podobnie jak w metodzie F-SAW, metody F-AHP [12] i F-ANP [13], ocenom werbalnym przyporządkowujemy trójkątne liczby rozmyte. W metodzie F-AHP wektor skali dla kryteriów tworzymy poprzez zadanie programowania liniowego, natomiast w metodzie F-ANP wektor skali uzyskujemy na podstawie porównań lingwistycznych.

2.4. Metody werbalne

Kolejną grupą wielokryterialnych metod decyzyjnych są metody werbalne VDA (ang. Verbal Decision Analysis). Wykorzystywane są do analizy problemów swobodnych, w których problemy decyzyjne są luźno sformułowanymi problemami. Metody te należą do grupy metod jakościowych, dlatego nie stosuje się żadnych operacji ilościowych. W metodach werbalnych wyróżnia się metody ZAPROS i ZAPROS III [14].

2.5. Metody ELECTRE

Podstawową zasadą wykorzystywaną w metodach grupy ELECTRE jest porównywanie każdego wariantu (grupy) z wszystkimi pozostałymi. Porównania dokonuje się w rozszerzonym zbiorze podstawowych sytuacji wyboru. Zbiór opracowuje się w taki sposób, by obejmował sytuacje równoważności, preferencji słabej, preferencji silnej oraz nieporównywalności. W ten sposób sprawdza się, czy istnieją przesłanki pozwalające na uznanie danego wariantu za mający przewagę nad każdym z pozostałych. Do najczęściej spotykanych metod grupy ELECTRE należy zaliczyć: ELECTRE I, ELECTRE Iv, ELECTRE Is, ELECTRE III, ELECTRE TRI [15].

2.6. Metody PROMETHEE

Metody z grupy PROMETHEE (ang. Preference Ranking Organisation METHod for Enrichment Evaluations) oparte są na zasadach koncepcji ograniczonej racjonalności i relacji przewyższania. W tych metodach relacja przewyższania oparta jest na zasadzie, im większa jest różnica pomiędzy ocenami wariantów dla wszystkich kryteriów, tym silniej preferowany jest jeden z wariantów. Przy niewielkiej różnicy w ocenie wariantów, decydent uznaje je za równoważne. Wśród stosowanych metod PROMETHEE wyróżnia się: PROMETHEE I, PROMETHEE II, EXPROM, EXPROM II [16].

2.7. Metody wykorzystujące punkty referencyjne

Metody wykorzystujące punkty referencyjne to kolejna grupa popularnych metod rozwiązywania wielokryterialnych zadań dyskretnych. Często wykorzystywaną metodą z tej grupy jest metoda TOPSIS (ang. Technique for Order Preference by Similarity to Ideal Solution) [17]. Metoda polega na porównaniu wektora wartości kryteriów decyzyjnych dla danego obiektu z wektorami rozwiązania idealnego oraz negatywnie idealnego. Aby móc ocenić dany obiekt i porównać go z innymi, należy obliczyć odległości w przestrzeni euklidesowej między wektorem wartości wyznaczonym dla danego obiektu oraz wektorem idealnym oraz negatywnie idealnym. Wyznaczona odległość euklidesowa jest miernikiem wartości rozwiązania w ten sposób, że najmniejsza odległość od wektora idealnego i największą od wektora negatywnie idealnego uważa się za najlepsze rozwiązanie. Podobnie jak we wcześniejszych metodach, metoda F-TOPSIS (ang. Fuzzy Technique for Order Preference by Similarity to Ideal Solution) jest modyfikacją metody podstawowej TOPSIS. Polega ona na tym, że wartości kryteriów są podane jako trójkątne liczby rozmyte.

Kolejną, również opartą na założeniach metody podstawowej TOPSIS, jest metoda VIKOR. Polega ona na obliczaniu średniej ważonej odległość od punktu idealnego i maksymalną ważoną odległość od punktu idealnego oraz wartość kompleksowego wskaźnika. Na podstawie obliczonych wartości otrzymujemy trzy uporządkowania, które są ze sobą porównywane. W wyniku porównania otrzymujemy decyzję.

Do pozostałych metod wykorzystujących punkty referencyjne należy zaliczyć: DEMATEL + ANP + VIKOR, BIPOLAR [18].

2.8. Metody interaktywne

Ostatnią grupą metod wielokryterialnego wspomaganie decyzji są metody interaktywne. Podstawą działania metod interaktywnych jest, że decydent potrafi ocenić pojedynczy wariant lub niewielki ich podzbiór. Ocena wariantu jest dokonywana przez decydenta za każdą interakcją decyzji w formie dialogu. Podczas dialogu decydent określa wartości parametrów wynikające z wyboru proponowanych wariantów decyzyjnych. Liczba interakcji nie jest stała i zależy od złożoności problemu. Proces należy kontynuować do momentu, w którym decydent stwierdzi rozwiązanie za optymalne i satysfakcjonujące.

Spośród stosowanych w tej grupie metod, należy wymienić metody [19]: STEM-DPR (ang. STEp Method for Discrete Decision Making Problems under Risk), INSDECM (ang. INteractive Stochastic DECision Making Procedure) czy ATO-DPR (ang. Analysis of Trade-Offs for Discrete Decision Making Problems under Risk).

3. OCENA TRWAŁOŚCI NARZĘDZIA SKRAWAJĄCEGO

Ocena trwałości narzędzia skrawającego jest zagadnieniem niezmiernie trudnym. Jego realizacja wymaga specjalistycznej wiedzy o procesach zużycia, np. korelacji cech zużycia ze stanem powierzchni warstwy skrawanej czy drgań podczas procesu skrawania, temperatury skrawania. Należy również zauważyć, że na proces destrukcji narzędzia wpływają także parametry technologiczno-geometryczne procesu skrawania.

W praktyce przemysłowej podjęto wiele prób implementacji systemów diagnostyczno-monitorujących stan narzędzia skrawającego. Wprowadzone do przemysłu systemy w oparciu o techniki pomiaru bezpośredniego lub pośredniego zużycia, zgodnie z zaimplementowanym algorytmem postępowania, informują użytkownika (w tym przypadku decydenta) o rzeczywistym stanie narzędzia. Na podstawie uzyskanych informacji, użytkownik podejmuje decyzję o kontynuowaniu lub przerwaniu obróbki skrawaniem. Wykorzystywane układy w chwili obecnej, służą więc do oceny statycznej narzędzia.

Z wielu dostępnych klasycznych metod diagnostyki i monitorowania stanu narzędzia skrawającego należy wymienić układy, które bazują na pomiarach wartości uzyskanych za pomocą pomiaru bezpośredniego (systemy optyczne, indukcyjne) i pośredniego (układy wykorzystujące sygnały wibroakustyczne, drganiowe, temperatury). W systemach z pomiarem bezpośrednim, miara oceny narzędzia uzyskiwana jest poprzez bezpośrednią obserwację danego wskaźnika. Ponieważ pomiar bezpośredni jest trudny do zrealizowania (np. mała ostrość obrazu w układzie optycznym), metody wykorzystuje się w małym stopniu. Problem ten nie występuje w układach z pomiarem pośrednim. Zasada pomiaru jest taka, że wskaźnik za pomocą którego dokonujemy identyfikacji stanu narzędzia, uzyskiwany jest poprzez odczyt wybranych wartości z sygnału pomiarowego. Niewielki stopień trudności pomiaru charakterystycznego sygnału, duże możliwości analizy sygnału eksploatacyjnego powodują, że pomiar pośredni jest dominującą metodą pomiaru stanu narzędzia skrawającego.

Niezależnie od wybranej metody pomiaru stanu narzędzia skrawającego, jest konieczne dokonanie prawidłowej oceny jego stanu i podjęcie trafnej decyzji. Jak już wspomniano wcześniej, użytkownik systemu musi zdecydować, kiedy należy przerwać proces obróbki. Brak doświadczenia użytkownika w tej kwestii, prowadzi do błędnych i przypadkowych decyzji. Zbyt wczesne przerwanie obróbki ponosi za sobą duże koszty. Należy więc dążyć, do zautomatyzowania procesu decyzyjnego.

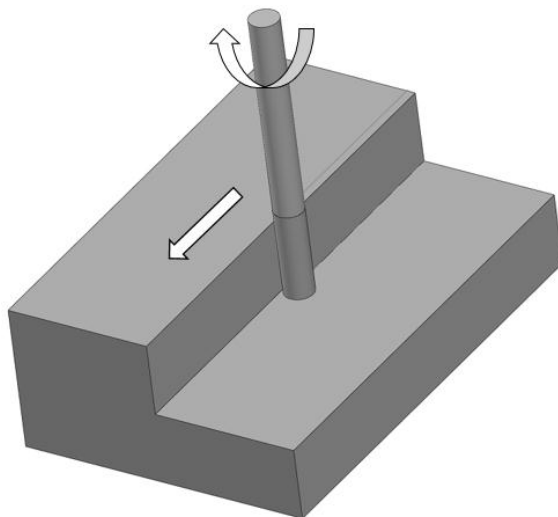
4. ZASTOSOWANIE METODY AHP W OCENIE STANU ZUŻYCIA FREZU WALCOWO-CZOŁOWEGO

Przedmiotem badań wstępnych możliwości aplikacyjnych metody AHP w ocenie stanu narzędzia skrawającego był frez walcowo-czołowy o średnicy $\varnothing 10h10$, wykonany z węgla spiekane (rys. 1).



Rys. 1. Frez walcowo-czołowy

Proces obróbki realizowany był na trzyosiowej frezarce sterowanej numerycznie, której program sterujący był generowany za pomocą programu CAM. Badania stanu zużycia frezu prowadzone były przy stałych parametrach technologicznych: stała prędkość skrawania i posuw oraz parametrach geometrycznych: stała głębokość i szerokość skrawania. Schemat procesu obróbki przedstawiono na rys. 2.



Rys. 2. Schemat obróbki frezowaniem

Obróbka realizowana była do momentu zużycia katastroficznego. Złamanie narzędzia wystąpiło po upływie 267 minut. Następnie dokonano pomiaru bezpośredniego średnicy frezu dla kolejnych ostrzy narzędzia w wybranych odległościach. Kolejne przedziały od licząc czoła narzędzia przedstawiono w tabeli 2. Otrzymane wartości uznano za wskaźniki świadczące o zużyciu ostrza.

Pomiar były dokonywane bezstykowo na mikroskopie uzbrojonym w głowicę mikrometryczną o dokładności 0.001 mm. Ocenę stanu narzędzia dokonał ekspert.

Tab. 2. Wyniki pomiarów średnicy frezów (w [mm])

Przekroje wymiarowe	Numer ostrza freza			
	1	2	3	4
5	-0,067	-0,060	-0,042	-0,061
10	-0,041	-0,030	-0,032	-0,031
15	-0,037	-0,050	0,015	-0,042
20	-0,026	-0,027	-0,026	-0,025

Jednocześnie do obserwacji i oceny stanu frezu w sposób bezpośredni, prowadzono pomiar pośredni poprzez rejestrację sygnałów wibroakustycznych. Otrzymano szereg przebiegów częstotliwościowo-czasowych, które poddano cyfrowej obróbce sygnału. Analiza danych pozwoliła wyodrębnić i określić trzy amplitudy, które uznano za wartości odpowiadające za stan zużycia frezu walcowo-czołowego (tab. 3).

Tab. 3. Wartości amplitudy zużycia frezów (w [mm])

Wartość amplitudy	Stan narzędzia
$\leq 0,1$	ostry
$0,1 \div 0,75$	częściowo zużyty (lub częściowo ostry)
$\geq 0,75$	zużyty

Na podstawie tak uzyskanych danych opracowano drzewo hierarchiczne problemu decyzyjnego zgodnie z założeniami metody AHP. W drzewie zaimplementowano wartość amplitudy sygnału wibroakustycznego oraz odchyłki wymiarowe średnicy frezu jako kryteria decyzyjne. Jako alternatywy przyjęto trzy możliwe stany zużycia frezu: ostry, częściowo zużyty i zużyty. Na poziomie 1 drzewa decyzyjnego określono cel analizy: podjęcie decyzji o kontynuowaniu lub przerwaniu obróbki skrawaniem. Przeprowadzona analiza dostarczyła mało satysfakcjonujących rezultatów, błąd poprawnej oceny był zbyt duży. Dokonano więc uzupełnienia kryteriów o wartości parametrów geometryczno-technologicznych. Po analizie ponownej, błąd w ocenie stanu frezu walcowo-czołowego okazał się zdecydowanie mniejszy a poprawność oceny na wyższym poziomie (tab. 4).

Tab. 4. Porównanie stanu ostrzy narzędzia mierzonego bezpośrednio z szacowanym metodą AHP, gdzie: z – frez zużyty, cz – frez częściowo zużyty

Przekroje wymiarowe	Rzeczywisty stan ostrza narzędzia				Szacowany stan zużycia narzędzia metodą AHP			
	1	2	3	4	1	2	3	4
5	z	z	z	z	z	z	z	z
10	z	CZ	z	z	z	z	z	z
15	z	CZ	CZ	z	z	CZ	z	z
20	CZ	CZ	CZ	CZ	CZ	CZ	CZ	z

5. PODSUMOWANIE

W artykule zaprezentowano przegląd najpopularniejszych wielokryterialnych metod decyzyjnych. Spośród wielu przedstawionych, wybrano metodę AHP, którą zastosowano do szacowania stanu frezu walcowo-czołowego. Przeprowadzone analizy wstępne wykazały, że metoda ma potencjalne praktyczne możliwości aplikacyjne. Wykazano, że niewielka liczba kryteriów decyzyjnych czyni metodę mało skuteczną, lecz dodanie do analizy kolejnych kilku kryteriów (w analizowanym przypadku parametrów technologiczno-geometrycznych) zwiększa skuteczność prawidłowej oceny stanu narzędzia.

Planowane są dalsze prace badawcze nad wykorzystaniem wielokryterialnych metod decyzyjnych do estymacji cech zużycia narzędzi.

LITERATURA

- [1] SOBCZYK E. J., WOTA A., KRĘŻOLEK S.: *Zastosowanie matematycznych metod wielokryterialnych do wyboru optymalnego wariantu źródła pozyskania węgla kamiennego*. Gospodarka surowcami mineralnymi, 27, 3, 2011, 51–68.
- [2] GAĞOROWSKI A.: *Metoda oceny wielokryterialnej konstrukcji siedzisk pojazdów*. Prace Naukowe Politechniki Warszawskiej, z. 98 Transport 2013, 165–174.
- [3] WOLNY M.: *Wspomaganie podejmowania wielokryterialnych dyskretnych problemów decyzyjnych na gruncie teorii gier*. Systemy Wspomagania Organizacji, 2004, 453–458.
- [4] DATTA S., MONDAL P., DAS S.K., SINHA S.: *Of the analytic hierarchy as on optimization and predictive tool*. Proceedings of the Conference on Intelligent Computing and VLSI, 16–17 February 2001, 95–100.
- [5] BRECHET T., TULKENS H.: *Beyond BAT: Selecting optimal combinations of available techniques, with an example from the limestone industry*. Journal of Environmental Management, 90, 2009, 1790–1801.
- [6] TRZASKALIK T.: *Wielokryterialne wspomaganie decyzji metody i zastosowanie*. Polskie Wydawnictwo Ekonomiczne, 2014.
- [7] TRZASKALIK T.: *Wielokryterialne wspomaganie decyzji metody i zastosowanie*. Zeszyty Naukowe. Organizacja i Zarządzanie / Politechnika Śląska, 74, 2014, 239–263.

- [8] CHURCHMAN C.W., ACKOFF R.L.: *An approximate measure of value*. Journal of Operations Research Society of America, 2, 1, 1954.
- [9] TZENG G.H., HUANG J.J.: *Multiple Attribute Decision Making. Methods and Applications*. CRC Press, London, 2011.
- [10] SAATY T.L.: *The Analytic Hierarchy Process*. McGrawHill Inc., New York 1980.
- [11] SAATY T.L.: *Decision making with dependence and feedback. The analytic network process*. RWS Publications, 4922 Ellsworth Ave., Pittsburgh 1996.
- [12] MIKHAILOV, L., TZVETINOV P.: *Evaluation of services using a fuzzy analytic hierarchy process*. Applied Soft Computing Journal, 5, 2004, 23–33.
- [13] TZENG G.H., HUANG J.J.: *Multiple Attribute Decision Making. Methods and Applications*. CRC Press, London 2011.
- [14] LARICHEV O.: *Ranking multicriteria alternatives: The method ZAPROS III*. European Journal of Operational Research, 131, 2001, 550–558.
- [15] ROY B., BOUYSSOU D.: *Aide Multicritere a la Decision: Methodes at Cas*. Economica. Paris 1993.
- [16] BRANS J.P., VINCKE Ph.: *A Reference Ranking Organization Method (The PROMETHEÉ Method for Multiple Criteria Decision-Making)*. Management Science, 1985, Vol. 31.
- [17] HWANG C.-L., YOON K.: *Multiple Attribute Decision Making*. Lecture Notes in Economics and Mathematical Systems, No. 186, Springer 1981.
- [18] TZENG G.H., HUANG J.J.: *Multiple Attribute Decision Making. Methods and Applications*. CRC Press, London, 2011.
- [19] NOWAK M.: *Interaktywne wielokryterialne wspomaganie decyzji w warunkach ryzyka. Metody i zastosowania*. Wydawnictwo Akademii Ekonomicznej w Katowicach, Katowice, 2008.

Adam BARYLSKI*

INNOWACYJNE TECHNOLOGIE OBRÓBK WYKOŃCZENIOWEJ POWIERZCHNI PŁASKICH NA DOCIERARKACH

Streszczenie

Przedstawiono obecne trendy w rozwoju ścierniej obróbki bardzo dokładnej przez docieranie i mikroszlifowanie. Analizowano technologie wybranych materiałów na docierarkach jedno- i dwutarczowych. Omówiono intensywność i jakość docierania oraz mikroszlifowania, a także porównano sposoby obciążania współczesnych narzędzi tarczowych wykonanych ze ścierniw supertwardych.

1. WSTĘP

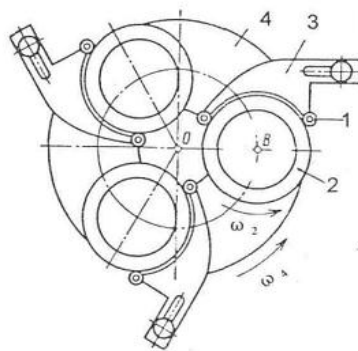
W procesie docierania standardowego powierzchni płaskich, w warunkach swobodnej aktywizacji docieraka, istotnym warunkiem prawidłowej realizacji obróbki jest odpowiednie dawkowanie zawiesiny ścierniej. Zwykle w praktyce technologicznej dozowanie to jest zbyt obfite i część mikroziaren ściernych zostaje bardzo szybko usunięta z powierzchni czynnej docieraka przez poruszające się pierścienie prowadzące i nie bierze w ogóle udziału w skrawaniu [1]. Zwiększa to koszty narzędziowe operacji oraz wpływa negatywnie na środowisko naturalne. Powtórne wykorzystanie mikroziaren ściernych z powstającego szlamu obróbkowego jest, jak dotąd, ekonomicznie nieopłacalne i trudne technicznie. Wymienione i pozostałe wady docierania luźnym ścierniwem były inspiracją do wprowadzenia, pod koniec ubiegłego wieku, innowacyjnej technologii szlifowania ściernicami segmentowymi na docierarkach tarczowych, nazywanej też mikroszlifowaniem (gładzeniem) lub szlifowaniem z kinematyką docierania [2,4,10,11].

* Politechnika Gdańska, Wydział Mechaniczny, Katedra Technologii Maszyn i Automatykacji
Produkcji, ul. G. Narutowicza 11/12, 80-233 Gdańsk, tel.: (+58) 347 19 82, abarylsk@pg.gda.pl

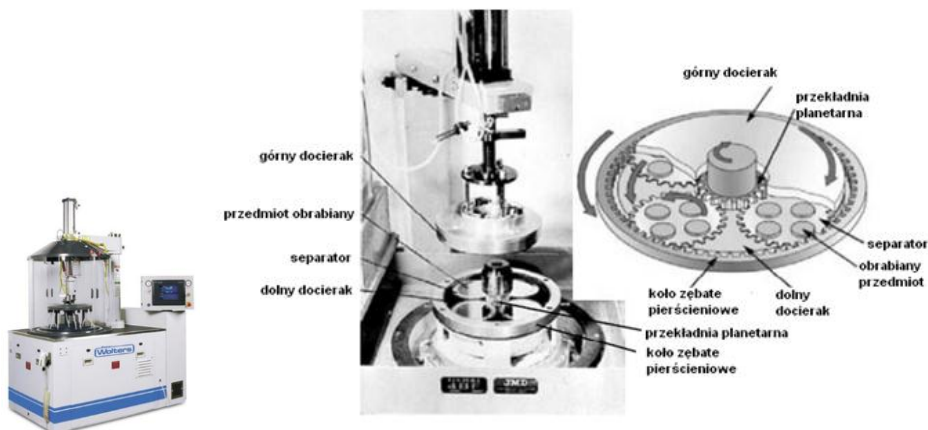
W procesie tym, dawkowany jest jedynie obficie płyn obróbkowy. Przeważają tu narzędzia z mikroziaren diamentu lub regularnego azotku boru (CBN). Dla zaistnienia procesu skrawania, w mikroszlifowaniu musi nastąpić przekroczenie wytrzymałości materiału obrabianego na ścinanie, natomiast podczas docierania – wytrzymałości na ściskanie. W mikroszlifowaniu rodzaj oraz ilość spoiwa wpływa zarówno na twardość jak i właściwości ściernie narzędzia. Po procesie docierania topografia powierzchni jest bardziej "kraterowa", po mikroszlifowaniu powstają rysy z wypływkami materiału. Po docieraniu uzyskujemy zwykle powierzchnię matową o jednorodnej chropowatości, po mikroszlifowaniu łatwiej uzyskać powierzchnie – od matowych do "jedwabistych" i "świeących", bez wyraźnego ukierunkowania rys obróbkowych. O ile w docieraniu nie występują ograniczenia w stosunku do obrabianych materiałów, to mikroszlifowanie stosuje się głównie w kształtowaniu powierzchni materiałów twardych, jak ceramika techniczna, węgliki spiekane oraz stale hartowane i kompozyty – w wielu rodzajach przemysłu [1,5].

2. DOCIERARKI i NARZĘDZIA

Obróbka powierzchni płaskich realizowana jest na docierarkach jedno-tarczowych (rys. 1) z pierścieniowym układem wykonawczym, zaś powierzchni płasko-równoległych na obrabiarkach dwutarczowych (rys. 2) z napędem planetarnym przedmiotów.



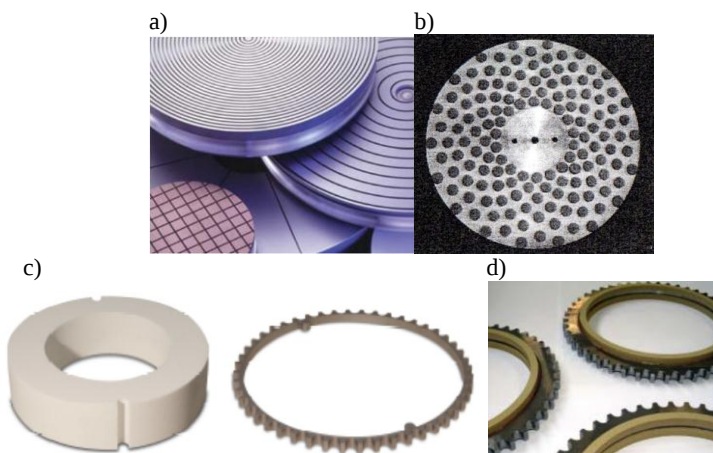
Rys. 1. Widok docierarki jednotarczowej FLM 1000 firmy Stähli (średnica zewnętrzna docieraka 750 mm, średnica wewnętrzna pierścienia prowadzącego 300 mm, prędkość obrotowa docieraka 70 min^{-1} , dociążenie pneumatyczne elementów 50–1800 N, moc napędu głównego 4 kW) [8] i schemat układu wykonawczego (1 – rolka prowadząca, 2 – pierścień prowadzący, 3 – jarzmo, 4 – docierak) [1]



Rys. 2. Widok docieraki dwutarczowej 9B-5 firmy Peter Wolters (średnica zewnętrzna docieraków 630 mm, średnica separatora 229 mm, maksymalny wymiar obrabianej powierzchni 178 mm, minimalna wysokość elementu 0,2 mm, moc napędu głównego 2,2 kW) [7] i przykładowy schemat układu planetarnego docierarki [6]

Podstawowymi właściwościami które charakteryzują docierak to: gatunek materiału (twardość i mikrostruktura), zachowanie płaskości w czasie (przy minimalnym zużyciu), właściwa sztywność, odporność na korozję, łatwość wymiany na obrabiarce, sposób rowkowania, chropowatość powierzchni czynnej po wyrównywaniu i dobra uzbrajalność powierzchni czynnej ścierniwem. W przypadku mikroszlifowania możliwe jest zastosowanie narzędzi warstwowych. Konstrukcje jednolite są w tym wypadku kosztowne, zwłaszcza dużych tarcz. Korzyści z wprowadzenia narzędzi składanych, zarówno klejonych jak i rozłącznych (istnieje możliwość wymiany tabletek ściernych) dotyczą nie tylko dużych, ale i mniejszych tarcz. Ważnym czynnikiem, wpływającym na odchyłki kształtu obrabianych powierzchni, ma stan płaskości powierzchni czynnych narzędzi. Wymaga to prowadzenia operacji wyrównywania. Skutecznym rozwiązaniem, w przypadku mikroszlifowania, jest zastosowanie obciążaczy, które umieszcza się w obrabiarce w miejsce separatorów. Przykładowo, w celu skrócenia czasu wyrównywania tarcz, firma Stähli opracowała odpowiednie narzędzie w technologii vDD (vitrified Diamond Dresser), jakim jest obciążacz diamentowy o spoiwie ceramicznym. Przykłady narzędzi tarczowych i obciążaczy dla docierarek podano na rys.3, a separatorów przedmiotowych na rys.4.

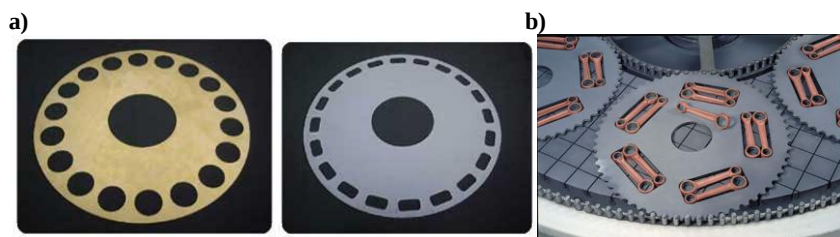
W obróbce bardzo dokładnej wykorzystywane są nie tylko mikroziarna diamentowe, ale i regularnego azotku boru, elektrokorundu oraz węgla krzemu (tab. 1 i 2). Zużycie jednostkowe zawiesiny ścierniej w docieraniu zależy od wielkości obrabiarki (tarczy docierającej) – rys.5.



Rys. 3. Przykłady konstrukcji: a) docieraków tarczowych firmy Engis [9], b) narzędzia do mikroszlifowania z wkładkami kołowymi [1], c) ceramicznego obciągacza firmy Stähli [3], d) obciągacza diamentowego firmy Stähli [3]

Tab. 1. Wybrane materiały ściernie stosowane do docierania [7]

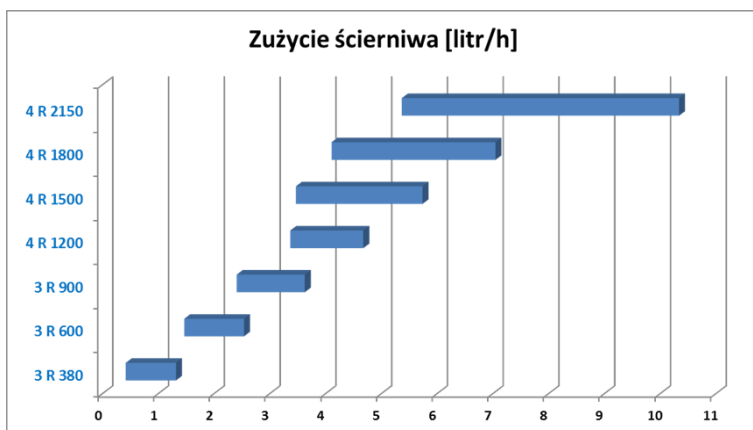
Oznaczenie	Klasyfikacja	Wielkość ziarna [μm]	Wielkość ziarna wg Mesh	Uzyskiwana powierzchnia Rt
Elektrokorund (węglik glinu)				
KG 10 / PWE24	zgrubna	20 - 24	400	4 μm
KM 10 / PWE25	średnio dokładna	15 - 18	600	2 μm
KM 20 / PWE12	średnio dokładna	12 - 15	700	0,8 μm
KF 10	dokładna	9 - 12	800	0,6 μm
KF 20 / PWE9	dokładna	7 - 9	900	0,5 μm
KE 10 / PWE7	wykańczająca	5 - 7	950	0,4 μm
Karbokorund (węglik krzemu)				
SG 05	zgrubna	40 - 50	220	7,5 μm
SG 10 / PWS40	zgrubna	35 - 40	280	5,0 μm
SG 20 / PWS32	zgrubna	27 - 32	320	5,0 μm
SM 10	średnio dokładna	21 - 25	360	3,5 μm
SM 20 / PWS18	średnio dokładna	15 - 18	400	2,0 μm
SM 30 / PWS15	średnio dokładna	12 - 15	500	1,5 μm
SF 10 / PWS11	dokładna	8 - 11	600	1,0 μm
SF 20 / PWS9	dokładna	6 - 9	800	0,8 μm
SE 10 / PWS6	wykańczająca	4 - 6	900	0,6 μm
SE 20 / PWS4	wykańczająca	2 - 4	950	0,4 μm
CBN (regularny azotek boru)				
BG 10	zgrubna	35 - 40	280	7,5 μm
BG 20 / PWB32	zgrubna	27 - 32	320	5,0 μm
BM 10	średnio dokładna	21 - 25	360	4,0 μm
BM 20 / PWB18	średnio dokładna	15 - 18	400	2,0 μm
BF 10 / PWB12	dokładna	8 - 12	600	1,0 μm
BF 20 / PWB9	dokładna	6 - 9	800	0,8 μm
BE 10 / PWB6	wykańczająca	4 - 6	900	0,6 μm
BE 20 / PWB4	wykańczająca	2 - 4	950	0,4 μm



Rys. 4. Przykłady separatorów przedmiotowych: a) dla docierarki jednotarczowej, b) dla docierarki dwutarczowej [4]

Tab. 2. Przykłady materiałów ściernych wykorzystywanych w mikroszlifowaniu [8]

Materiał	Rozmiar ziarna	Typ materiału ściernego	Rodzaj tarczy	Chropowatość	Max. Naddatek	Twardość	Wydajność obróbki	Dokładność płaskości
SCM415 (Cr3Mo)	CBN 230	CBN	Heksagonalny	0,40 Ra	0,4 - 0,05 mm	58-62 HRC	65 $\mu\text{m}/\text{min}$	<3 μm dla $\varnothing 30$
	CBN30/40		Wadłowy	0,20 Ra			35 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1,5 μm dla $\varnothing 30$
Stal węglowa	CBN 230	CBN	Heksagonalny	0,40 Ra	0,3 - 0,05 mm	58-62 HRC	65 $\mu\text{m}/\text{min}$	<3 μm dla $\varnothing 90$
	SKS		Wadłowy	0,20 Ra			35 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1,5 μm dla $\varnothing 90$
Stal łożyskowa 100Cr6 - SCM	CBN 230	CBN	Heksagonalny	0,40 Ra	0,3 - 0,05 mm	63 HRC	60 $\mu\text{m}/\text{min}$	<2 μm dla $\varnothing 150$
	CBN30/40		Wadłowy	0,20 Ra			30 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1,5 μm dla $\varnothing 150$
HSS	CBN 230	CBN	Heksagonalny	0,40 Ra	0,3 - 0,05 mm	68-70 HRC	50 $\mu\text{m}/\text{min}$	<2 μm dla $\varnothing 70$
	CBN30/40		Wadłowy	0,20 Ra			25 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1,5 μm dla $\varnothing 70$
Al2O3 Pompy wdone Uszczelki	DIA200	Diamant	Heksagonalny	0,60 Ra	0,3 - 0,1 mm	8-9 Mohs	300 $\mu\text{m}/\text{min}$	<3 μm dla $\varnothing 35$
	DIA400		Wadłowy	0,35 Ra	0,10 mm		100 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1,5 μm dla $\varnothing 35$
Szafir	DIA200	Diamant	Heksagonalny	0,60 Ra	0,5 mm +	8-9 Mohs	100 $\mu\text{m}/\text{min}$	<3 μm dla $\varnothing 35$
	DIA400			0,30 Ra	0,2 mm		50 $\mu\text{m}/\text{min}$	<2 μm dla $\varnothing 35$
	DIA800		Wadłowy	0,20 Ra	0,1 mm		30 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1,5 μm dla $\varnothing 35$
	DIA1500			0,08 Ra	0,030 mm		15 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1 μm dla $\varnothing 35$
Kwarc	DIA400	Diamant	Heksagonalny	0,40 Ra	0,4 mm		200 $\mu\text{m}/\text{min}$	<2 μm dla $\varnothing 51$
	DIA800		Wadłowy	0,40 Ra			80 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1,5 μm dla $\varnothing 51$
SiC	DIA230	Diamant	Heksagonalny	0,20 Ra	0,3 mm	9 Mohs	200 $\mu\text{m}/\text{min}$	<3 μm dla $\varnothing 30$
	DIA325		Wadłowy	0,12 Ra			125 $\mu\text{m}/\text{min}$	<2 μm dla $\varnothing 30$
Azotek krzemu	DIA100	Diamant	Heksagonalny	0,50 Ra	0,5 mm	8 Mohs	100 $\mu\text{m}/\text{min}$	<3 μm dla $\varnothing 30$
Węglik krzemu/Cermet /PCD	DIA140	Diamant	Heksagonalny	0,60 Ra	0,6 mm		300 $\mu\text{m}/\text{min}$	<3 μm dla $\varnothing 20$
	DIA230			0,35 Ra	0,35 mm		200 $\mu\text{m}/\text{min}$	<2 μm dla $\varnothing 20$
	DIA270			0,20 Ra	0,20 mm		100 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1 μm dla $\varnothing 20$
Węgiel	DIA230	Diamant	Heksagonalny	0,80 Ra	0,6 mm		400 $\mu\text{m}/\text{min}$	<3 μm dla $\varnothing 40$
	DIA400			0,60 Ra	0,4 mm		200 $\mu\text{m}/\text{min}$	<2 μm dla $\varnothing 40$
	DIA800		Wadłowy	0,40 Ra	0,3 mm		100 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1,5 μm dla $\varnothing 40$
	DIA1200			0,20 Ra	0,2 mm		60 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1 μm dla $\varnothing 40$
	DIA1000			0,60 Ra	0,6 mm		150 $\mu\text{m}/\text{min}$	<3 μm dla $\varnothing 40$
Mosiądz, Miedź, Aluminium i Stopy	DIA230	Diamant	Heksagonalny	0,80 Ra	0,4 mm		300 $\mu\text{m}/\text{min}$	<3 μm dla $\varnothing 35$
	DIA400			0,40 Ra	0,2 mm		250 $\mu\text{m}/\text{min}$	<2 μm dla $\varnothing 35$
	DIA800		Wadłowy	0,20 Ra	0,1 mm		100 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1,5 μm dla $\varnothing 35$
	DIA100			0,10 Ra	0,05 mm		70 $\mu\text{m}/\text{min}$	<1 μm dla $\varnothing 35$



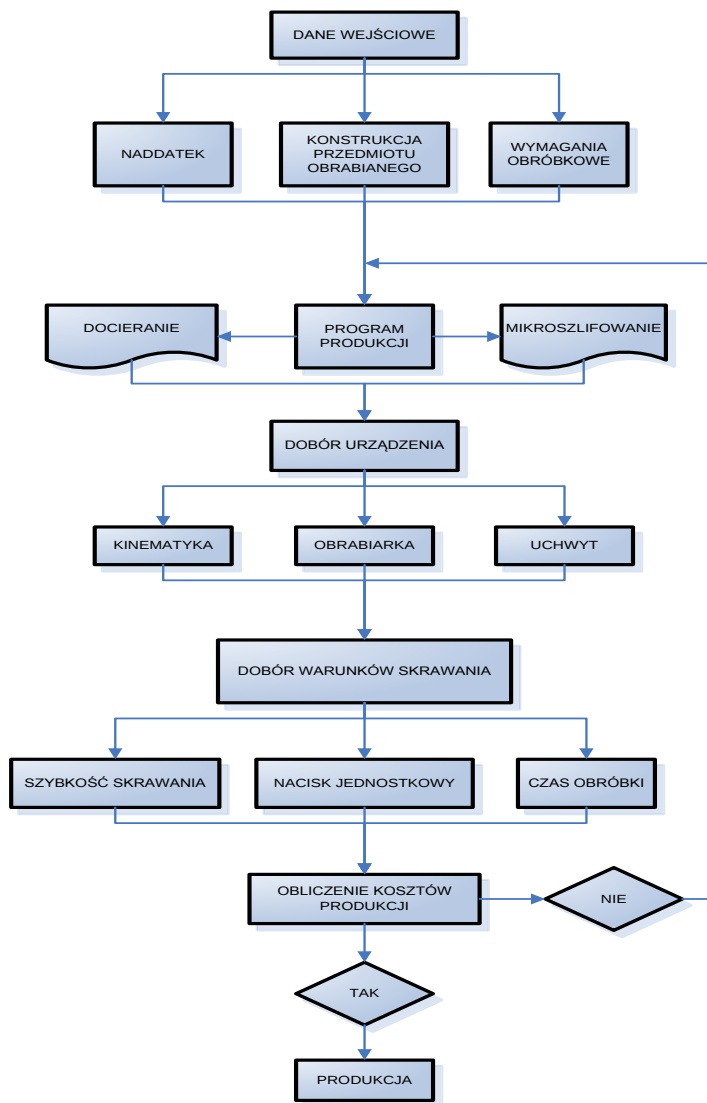
Rys. 5. Zużycie zawiesziny ścierniej w docierakach firmy Peter Wolters [7]

3. PRZYKŁADY TECHNOLOGII

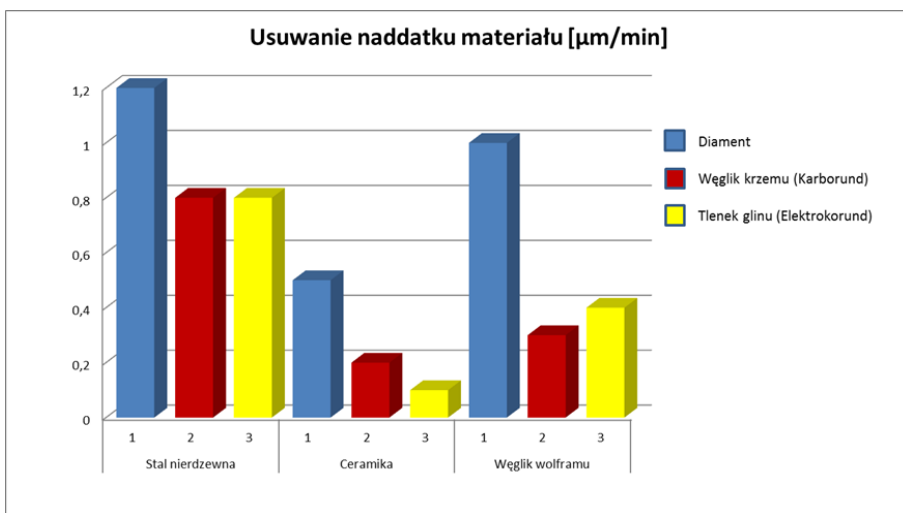
Przy doborze technologii obróbki wykończeniowej kierować się można uniwersalnym schematem pokazanym na rys. 6. Wybierając rodzaj ścierniwa w operacjach docierania i mikroszlifowania można wykorzystać dane przedstawione na rys. 7–9. Przykłady technologii docieranych i szlifowanych elementów konstrukcyjnych podano w tab.3 i 4. Wykorzystywana docierarka jednotarczowa FLM 750 wyposażona jest w pierścienie prowadzące o średnicy 300 mm; prędkość tarczy docierającej wynosi 70 min^{-1} , moc napędu głównego 4 kW oraz istnieje możliwość regulacji docierania elementów w zakresie 50–1800 N. W przypadku obrabiarki dwutarczowej DLM 705 prędkość obrotowa tarczy dolnej i górnej jest regulowana bezstopniowo do 250 min^{-1} lub wynosi 400 i 600 min^{-1} , podobnie prędkość obrotowa centralnego napędu przekładni planetarnej – do 125 min^{-1} i 200 min^{-1} . Narzędzia, w tym rozwiązanie, są wewnętrznie chłodzone wodą, a liczba wykorzystywanych separatorów przedmiotowych wynosi od 4 do 7.

Wartości parametru R_a chropowatości powierzchni wybranych materiałów, uzyskanych w docieraniu i mikroszlifowaniu, podano na rys. 10 i 11.

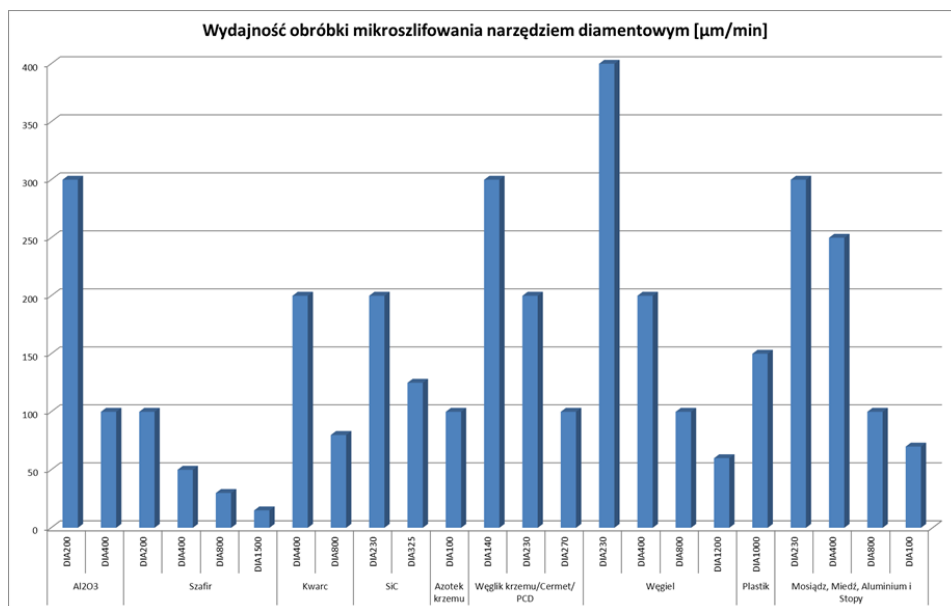
Jednoczesne obciążanie narzędzia dolnego i górnego (Swiss Master HPB Vit-CBN CB56-170-P-11-215-X75-V51-31) obciążaczem vDD (Swiss Master vDD D11-120-P-8-280-X150-V86-39-2) w docierarce DLM 705 (raz dziennie) dało znacząco lepsze wyniki obróbki elementów, w porównaniu z technologią, gdy zastosowano obciążanie standardowe (stosowane 2–3 razy na zmianę roboczą) – rys. 12–13.



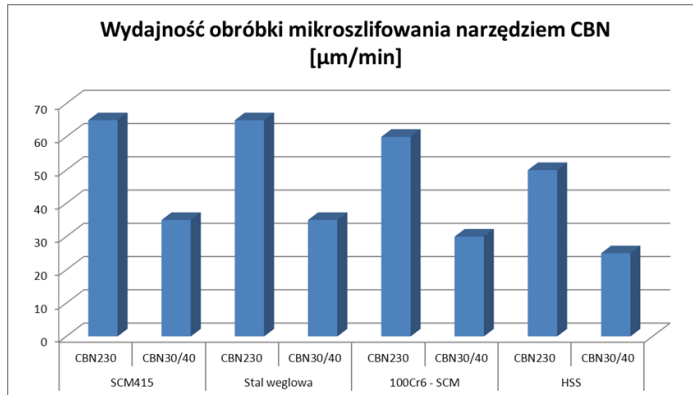
Rys. 6. Schemat postępowania przy wyborze obróbki wykończeniowej powierzchni płaskich



Rys. 7. Wartości średniej wydajności docierania wybranych materiałów konstrukcyjnych [7]



Rys. 8. Wartości średniej wydajności mikroszlifowania wybranych materiałów narzędziami diamentowymi [8]



Rys. 9. Wartości średniej wydajności mikroszlifowania wybranych materiałów narzędziami z CBN [8]

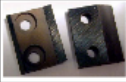
Tab. 3. Przykłady technologii docierania na docierarkach jednotarczowych FLM 750 firmy Stähli [8]

					
Specyfikacja procesu	Maszyna	FLM 750	FLM 750	FLM 750	FLM 750
	Docierak	multi metal	multi metal	multi metal	multi metal
	Naddatek				
	Ilość sztuk na załadunek	9	3	3	18
	Czas obróbki bez załadunku	3:00 min.	6:00 min.	2:00 min.	3:00 min.
	Środek płuczący	diament 2-4	diament 2-4	diament 2-4	diament 2-4
Specyfikacja części	Rodzaj materiału	żeliwo szare	żeliwo szare powleczone	żeliwo szare powleczone	stal nierdzewna
	Twardość				
	Obrobka poprzedzająca	szlifowanie	szlifowanie	szlifowanie	szlifowanie
	Rozmiar	ø80 mm	ø150 mm	Ø120 mm	Ø60 mm
Stan części przed obróbką	Rozmiar bazowy				
	Powierzchnia	przedmiot zużyty	przedmiot zużyty	przedmiot zużyty	przedmiot zużyty
	Płaskość	regeneracja	regeneracja	regeneracja	regeneracja
	Równoległość				
Uzyskana jakość obrobionej powierzchni	Wymiar Cpk				
	Ra	0,01 - 0,02 μm	0,02 μm	0,01 μm	0,01 - 0,02 μm
	Rz				
	Płaskość	0,3 μm	0,3 μm	0,3 μm	0,3 μm
	Równoległość				
	Wzrokowa ocena powierzchni	matowa, typowa dla docierania	matowa, typowa dla docierania	matowa, typowa dla docierania	matowa, typowa dla docierania

Tab. 4. Przykłady technologii mikroszlifowania na docierakach DLM 705 firmy Stähli [8]

						
Specyfikacja procesu	Maszyna	DLM 705	DLM 705	DLM 705	DLM 705	DLM 705
	Koło współpracujące	CBN 46	CBN 46	D64	D4 / B54	D64
	Usuwanie nadmiaru materiału	110 µm	180 µm	650 µm	120 µm	500 µm
	Ilość sztuk na załadunek	168	132	30	108	30
	Czas obróbki bez załadunku	4:00 min.	2:30 min.	2:30 min.	3:30 min.	2:00 min.
	Środek płuczący	olej honujący	olej honujący	olej honujący	olej honujący	olej honujący
Specyfikacja części	Rodzaj materiału	100Cr6	100Cr6	AlMgSi1	Fe1,7-Co2Cr0,8Mo0,2V	AlSi9Cu3
	Twardość	60-65 HRC	60-65 HRC	60-65 HRC	62 ± 2 HRC	DIN 3,2163
	Obróbka poprzedzająca	toczenie, obróbka cieplna	toczenie, obróbka cieplna	odlewanie, frezowanie	toczenie, obróbka cieplna	odlewanie
	Rozmiar	ø30xø14x13 mm	ø34xø25x15 mm	100x55x32 mm	ø26x6,3 mm	95x52 mm
Stan części przed obróbką	Rozmiar bazowy	13,08 ± 0,045 mm	15,2 ± 0,05 mm	32,5 mm	6,3 mm	3,5 mm
	Powierzchnia	ślizga	toczona	frezowana	toczona	odlewana
	Płaskość	0,03 mm	0,05 mm	0,5 mm	0,05 mm	0,1 mm
	Równoległość	0,05 mm	0,08 mm	0,7 mm	0,07 mm	
Uryskana jakość obrabianej powierzchni	Wymiar	± 2,5 µm	± 2,5 µm	± 5 µm	± 4 µm	± 8 µm
	Cpk	1,93	1,93	1,93	1,93	1,93
	Ra	0,15 µm	0,16 µm	0,4 µm	0,25 µm	0,6 µm
	Rz	1,2 µm	1,6 µm	4 µm	2,5 µm	5 µm
	Płaskość	1 µm	1 µm	2 µm	2 µm	1,5 µm
	Równoległość	2 µm	2 µm	3 µm	3 µm	
Wzrokowa ocena powierzchni		szlif krzyżowy, błyszcząca	szlif krzyżowy, błyszcząca	szlif krzyżowy, błyszcząca	szlif krzyżowy, błyszcząca	szlif krzyżowy, błyszcząca

Tab. 4. C.d.

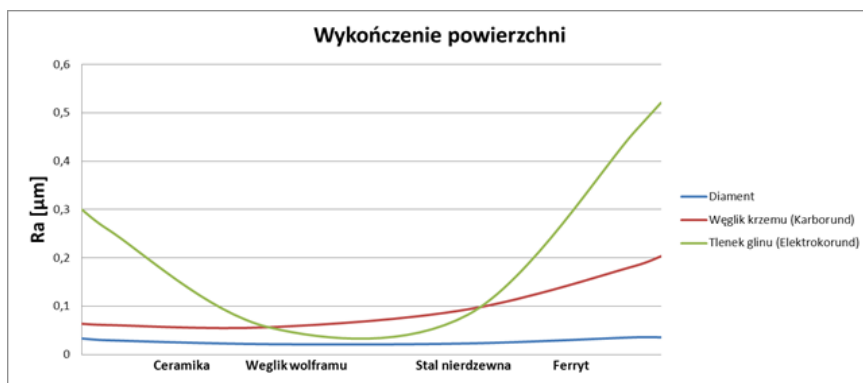
						
Specyfikacja procesu	Maszyna	DLM 705	DLM 705	DLM 705	DLM 705	DLM 705
	Koło współpracujące	D126	D30	D25	D46	B76
	Usuwanie nadmiaru materiału	130 µm	250 µm	250 µm	650 µm	120 µm
	Ilość sztuk na załadunek	30	192	450	126	1500
	Czas obróbki bez załadunku	4:00 min.	1:30 min.	2:30 min.	2:50 min.	6:00 min.
	Środek płuczący	olej honujący	H2O z dodatkiem	olej honujący	olej honujący	olej honujący
Specyfikacja części	Rodzaj materiału	Spiek D ₁₁	Duroplast	węglík	węglík	100Cr ₈
	Twardość	DIN 3,2163	Rx 622	Rx 622	Fx15 HIP	62 HRC
	Obrobka poprzedzająca	spiekanie, toczenie	formowanie wtryskowe	spiekanie	surowa	wykrawanie
	Rozmiar	95x52 mm	Ø33 mm	12 x 12 mm	12 x 15 x 3 mm	Ø6 x 1,12 mm
Stan części przed obróbką	Rozmiar bazowy	8,1 mm	3,0 mm	3,00 mm	3,1 mm	1,12 mm
	Powierzchnia	spiek	wypraska	spiek		surowa
	Płaskość	0,06 mm	0,05 mm	0,1 mm	0,02 mm	0,05 mm
	Równoległość				0,02 mm	0,08 mm
Uzyskana jakość obrabianej powierzchni	Wymiar	± 2,5 µm	± 2,5 µm	± 2,5 µm	± 2,5 µm	± 4 µm
	Cpk	1,33	1,33	1,33	1,33	1,33
	Ra	0,4 µm	0,4 µm	0,2 µm	0,017 µm	0,1 µm
	Rz	4 µm	6,3 µm	2 µm	0,287 µm	1 µm
	Płaskość	2 µm	2 µm	1 µm	1,2 µm	0,5 µm
	Równoległość				1 µm	1 µm
	Wzrokowa ocena powierzchni	szlif krzyżowy, błyszcząca	szlif krzyżowy	szlif krzyżowy	szlif krzyżowy, błyszcząca	szlif krzyżowy, błyszcząca

Tab. 4. C.d.

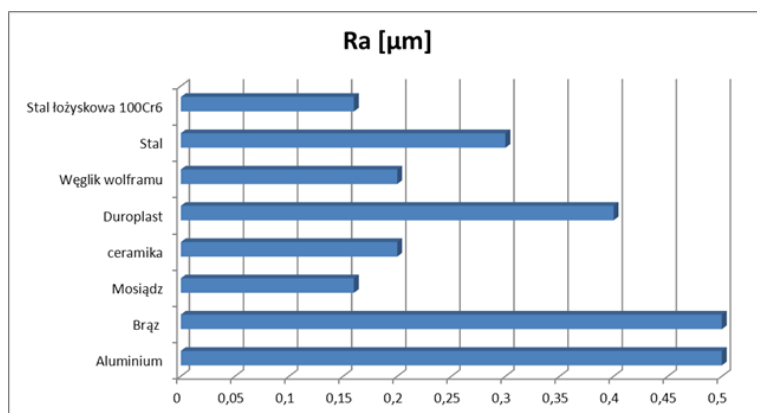
						
Specyfikacja procesu	Maszyna	DLM 705	DLM 705	DLM 705	DLM 705	DLM 705
	Koło współpracujące	D76	CBN 46	D25 / D125	D 16	D 46
	Usuwanie nadmiaru materiału	420 μ	45	500	300	250
	Ilość sztuk na załadunek	90	80	24	156	120
	Czas obróbki bez załadunku	2:00 min.	4:00 min.	8:00 min.	1:00 min.	2:00 min.
	Środek płuczący	olej honujący	olej honujący	olej honujący	olej honujący	H ₂ O
Specyfikacja części	Rodzaj materiału	Al ₂ O ₃ ceramika	100Cr6	stal / brąz	węgiel (grafit)	duroplast
	Twardość		62 $\pm$ 2 HRC			Rx620
	Obrobka poprzedzająca	spiekanie	toczenie, obróbka cieplna	toczenie	spiekanie	formowanie wtryskowe
	Rozmiar	Ø44 x 6 mm	Ø20 x Ø12 x 7 mm	Ø20 x 6 mm	Ø30 x Ø24 mm	Ø38 mm
Stan części przed obróbką	Rozmiar bazowy	6,4 mm	7 $\pm$ 0,05 mm	6,3 mm	5,3 mm	14 mm
	Powierzchnia	surowa	toczona	toczona	spiek	surowa
	Płaskość	0,2 mm	0,03 mm	0,5 mm	0,15 mm	0,2 mm
	Równoległość	0,3 mm	0,04 mm	0,7 mm	0,25 mm	0,2 mm
Uzyskana jakość obrabianej powierzchni	Wymiar	$\pm$ 5 μ m	$\pm$ 1,5 μ m	$\pm$ 5 μ m	$\pm$ 3 μ m	$\pm$ 3 μ m
	Cpk	1,33	1,33	1,33	1,33	1,33
	Ra	0,4 μ m	0,16 μ m	0,2 / 0,7 μ m	0,2 μ m	0,4 μ m
	Rz	4 μ m	1,7 μ m	2/6 μ m	2 μ m	5 μ m
	Płaskość	1 μ m	0,6 μ m	2 μ m	0,7 μ m	1,2 μ m
	Równoległość	2 μ m	1 μ m	3 μ m	1,2 μ m	3 μ m
	Wzrokowa ocena powierzchni	szlif krzyżowy	szlif krzyżowy, błyszcząca	szlif krzyżowy, błyszcząca	szlif krzyżowy, błyszcząca	szlif krzyżowy, błyszcząca

Tab. 4. C.d.

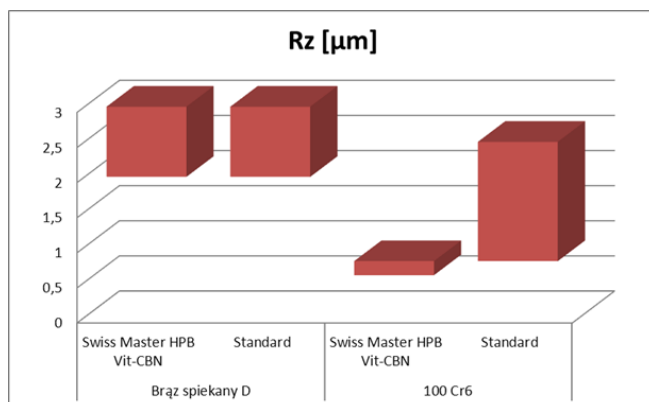
						
Specyfikacja procesu	Maszyna	DLM 705	DLM 705	DLM 705	DLM 705	DLM 705
	Koło współpracujące	D 25	D126	D46	D46	D30
	Usuwanie nadmiaru materiału	100 µm	400 µm	300 µm	300 µm	100 µm
	Ilość sztuk na załadunku	80	70	250	250	30
	Czas obróbki bez załadunku	2:00 min.	3:00 min.	10:00 min.	10:00 min.	1:30 min.
	Środek płuczący	H ₂ O	H ₂ O	olej honujący	olej honujący	olej honujący
Specyfikacja części	Rodzaj materiału	mosiądz	Al ₂ O ₃ ceramika	węglik	mięka stal	aluminium
	Twardość					
	Obrobka poprzedzająca	frezowanie	wykrawanie	spiekanie	wykrawanie	toczenie
	Rozmiar	20 x 25 mm	55 x 10 x 0,5 mm	26 x 6 x 0,65 mm	Ø23 x 6,25 mm	Ø60 x 30 x 1,6 mm
Stan części przed obróbką	Rozmiar bazowy	1,8 mm	5,3 mm	0,95 mm	6,25 mm	1,6 mm
	Powierzchnia	surowa	spiekana	surowa	surowa	toczona
	Płaskość	0,05 mm	0,05 mm			
	Równoległość	0,06 mm	0,05 mm			
Uzyskana jakość obrabianej powierzchni	Wymiar	± 1 µm	± 2 µm	0,63 ± 5 µm	6,1 ± 5 µm	1,5 ± 5 µm
	Cpk	1,33	1,33	1,33	1,33	1,33
	Ra	0,16 µm	0,4 µm	0,2 µm	0,5 µm	0,5 µm
	Rz	2 µm	4 µm			
	Płaskość	1 µm	3 µm	2 µm	5 µm	10 µm
	Równoległość	2 µm	6 µm	1 µm	2 µm	2 µm
	Wzrokowa ocena powierzchni	szlif krzyżowy, błyszcząca	szlif krzyżowy	szlif krzyżowy	szlif krzyżowy	szlif krzyżowy



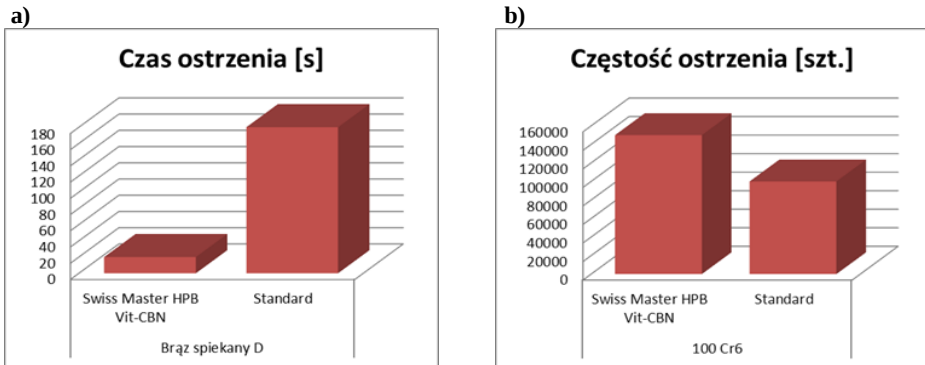
Rys. 10. Wpływ gatunku ścierniwa na chropowatość powierzchni po docieraniu wybranych materiałów



Rys. 11. Średnia wartość parametru Ra chropowatości powierzchni po mikroszlifowaniu wybranych materiałów na docieracze DLM 705



Rys. 12. Warunki i wyniki obciążania narzędzi tarczowych podczas mikroszlifowania – uzyskane wyniki chropowatości powierzchni Rz [8]



Rys. 12. Warunki i wyniki obciążania narzędzi tarczowych podczas mikroszlifowania:
a) czas obciążania podczas jednej zmiany roboczej, b) liczba elementów obrabianych
między operacją obciążania narzędzi [8]

4. PODSUMOWANIE

Do podstawowych zalet i głównych wad docierania należą:

- możliwość obróbki również elementów cienkich i drobnych,
- brak odkształceń cieplnych,
- możliwość obróbki materiałów kruchych,
- uzyskanie bardzo gładkich powierzchni matowych,
- możliwość skażenia powierzchni obrabianych materiałów miękkich ścierniwem,
- produkty docierania nie są poddawane recyklingowi,
- elementy obrobione wymagają dokładnego czyszczenia (mycia),
- wydajność obróbki jest stosunkowo niewielka.

Do głównych zalet i wad szlifowania na docierakach zaliczyć należy:

- uzyskanie od 3 do 20 razy większą wydajność obróbki,
- możliwość zastosowania nie tylko jako obróbka wykończeniowa, ale i kształtująca,
- elementy po obróbce nie wymagają kosztownego czyszczenia,
- produkty docierania poddawane są recyklingowi,
- powierzchnie obrobione są błyszczące.

LITERATURA

- [1] BARYLSKI A.: *Obróbka powierzchni płaskich na docierarkach*. Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej, Gdańsk, 2013.
- [2] BEYER P., RAVENZWAAIJ M.: *Innovatives Flächhonen mit keramisch gebundenen Schleifund Konditionierwerkzeugen-eine neue Systemlösung*. IDR, nr 39, 2005, 202–207.
- [3] BEYER P., RAVENZWAAIJ M.: *Innovative flat honing with vitrified-bond grinding and conditioning tools*. Industrial Diamond Review, nr 4, 2005, 47–50.
- [4] <http://www.anstac.com.my> [dostęp 25.08.2012].
- [5] MACKENSEN V., LONGERICH W., DENNIS P., PREISING D.: *Feinschleifen ebener Flächen auf Maschinen mit Läppkinematik*. Jahrbuch: Schleifen, Honen, Läppen und Polieren, 58 Ausgabe, 1999, 215–226.
- [6] MARINESCU I.D., UHLMANN E., DOI T.H.: *Handbook of Lapping and Polishing*. CRC Press, Boca Raton, London, New York, 2007.
- [7] Materiały informacyjno-techniczne firmy Peter Wolters, 2016
- [8] Materiały informacyjno-techniczne firmy Stähli, 2016.
- [9] Materiały informacyjno-techniczne firmy Engis, 2016.
- [10] STÄHLI A.W., STÄHLI B.: *Flathoning and Lapping with Two-Wheel Machines*. Stähli Lapping Technology Ltd, Pieterlen, 2006.
- [11] STÄHLI A.W.: *The Technique of Lapping*. Stähli Lapping Technology Ltd, Pieterlen.

*Paweł LONKWIC**

OCENA WPLYWU WARUNKÓW EKSPLOATACYJNYCH NA WYBRANE PARAMETRY HAMOWANIA DŹWIGU CIERNEGO

Streszczenie

Z uwagi na niekontrolowaną zmienność warunków eksploatacyjnych w czasie pracy urządzeń dźwigowych polegających na pojawiających się na prowadnicach zanieczyszczeń w postaci kurzu, pyłów oraz środków smarnych w postaci mgieł bardzo ważne jest aby chwytacze były zdolne zatrzymać kabinę na dowolnej wysokości przejazdowej. W artykule przedstawiono wyniki badań własnych wpływu zmiennych warunków eksploatacyjnych na wartości opóźnienia hamowania dźwigu ciernego. Badaniom poddano chwytacze typów PP16, KB160 oraz autorski model CHP2000. Badania przeprowadzono metodą spadku swobodnego. Na podstawie zarejestrowanych danych porównano wartości drogi hamowania w różnych warunkach eksploatacyjnych w odniesieniu do przyspieszenia ziemskiego.

1. WSTĘP

Kabina dźwigu wraz z chwytaczami porusza się w szybie na dwóch prowadnicach ustawionych naprzeciw siebie. Powierzchnia pracy prowadnicy po której poruszają się chwytacze może być smarowana lub nie co jest zależne od charakteru pracy dźwigu. Charakter pracy dźwigu jest zależny od tego czy dźwig ma prowadniki ślizgowe czy rolkowe. W przypadku dźwigu z prowadnikami rolkowymi, prowadnice stosuje się nie sparowane, a w przypadku prowadników ślizgowych prowadnice wymagają smarowania. Częstym przypadkiem w pracy dźwigu są zanieczyszczenia w postaci kurzu i pyłu pojawiające się na powierzchni prowadnic, które zaburzają nie tylko prawidłową pracę dźwigu ale również mogą negatywnie wpływać na proces awaryjnego hamowania, tzn. wydłużać go, co może powodować wzrost wartości opóźnienia

* Państwowa Wyższa Szkoła Zawodowa w Chełmie, ul. Pocztowa 54, 22-100 Chełm, plonkwic@gmail.com

hamowania. Celem niniejszego opracowania jest zatem próba znalezienia odpowiedzi na pytanie w jaki sposób wpływają zanieczyszczenia pojawiające się na powierzchni prowadnic na proces awaryjnego hamowania oraz czy otrzymane wyniki mogą być pomocą w opracowywaniu potencjalnych aplikacji eksperckich umożliwiających monitorowanie pracy urządzenia dźwigowego w poruszonym zakresie pracy z użyciem dostępnych narzędzi w postaci filtrów.

Stan literatury światowej dotyczący zagadnień układów hamulcowych stosowanych w dźwigach ciernych pozostawia niedosyt informacji. W publikacjach [3], [5] autorzy opisują zastosowanie metody elementów skończonych (MES) do oceny sztywności oraz wytrzymałości konstrukcji ram kabinowych z chwytaczami dla różnych typów dźwigów. Metoda elementów skończonych w opisywanych zagadnieniach umożliwia optymalizację konstrukcji ramy nośnej pod kątem zmniejszenia jej masy bez utraty sztywności, jak również pomaga wyznaczyć najbardziej obciążone i narażone na uszkodzenia miejsca układu. W publikacji [1] autorzy wykorzystują metodę elementów skończonych do określenia wartości naprężeń oraz przemieszczeń układu hamulcowego stosowanego w dźwigu hydraulicznym. Autorzy porównują wyniki analizy numerycznej z wynikami eksperymentu. Otrzymane wyniki na drodze eksperymentu dały według autorów zbieżne wyniki z wynikami otrzymanymi na drodze symulacji. W opracowaniu [7] autorzy zajmują się zagadnieniami związanymi z zastosowaniem sieci neuronowych do analizy drgań pracy dźwigu na skutek zmiennej masy przewożonego ładunku. Zastosowane sieci neuronowe zostały wykorzystane do oceny symptomów drgań dzięki którym możliwe jest stwierdzenie uszkodzenia podzespołu dźwigu mogące wpłynąć na awarię całego urządzenia. Autorzy w publikacji [9] zajmują się zagadnieniami wykorzystania metody redukcji do oceny dynamiki pracy dźwigu. W przedstawionych analizach zredukowano model kabiny dźwigu do płaskiego układu o jednym, pionowym stopniu swobody. Przedstawioną metodykę redukcji autorzy zastosowali do opisu określonego mechanizmu dźwigu towarowego opisując przedstawione zagadnienia w sposób matematyczny. Ponadto autorzy analizują jakie parametry pracy dźwigu mają wpływ na charakterystyki przyspieszeń układu dźwigu. Zagadnienia związane z dynamiką układu hamulcowego dźwigu, analizą stosowanych materiałów, oraz chwytaczami poruszane są również w pracach [2], [4] W tych opracowaniach autorzy skupiają swoją uwagę na analizie układu hamulcowego, jak również dokonują porównania budowy i działania chwytaczy europejskich producentów z nowo opracowanym rozwiązaniem chwytaczy progresywnych typu CHP 2000, które zostały zoptymalizowane z wykorzystaniem analizy MES. W publikacji [8] autorzy poruszają zagadnienia związane z wpływem masy przewodów zasilających kabinę dźwigu, oraz lin nośnych w dźwigach obsługujących wysokie budynki powyżej 40 pięter na jego pracę. W tego typu dźwigach, znaczna wysokość

podnoszenia wymusza konieczność stosowania pasów wyrównawczych kompensujących zmieniający się ciężar lin nośnych oraz przewodów zasilających, co w rezultacie powoduje, że pozostałe podzespoły dźwigu nie są nadmiernie obciążone. Autorzy opisują w sposób modelowy zachowanie się pasa wyrównawczego oraz jego wpływ na liniowy model pracy dźwigu. Badają również wpływ horyzontalnych przemieszczeń pasa wyrównawczego na częstotliwości drgań własnych układu.

Analizując stan literatury światowej można stwierdzić, że brak jest jasnych opracowań zawierających symulacyjne wyniki badań układów hamulcowych w zmiennych warunkach eksploatacyjnych, oraz wpływu tych warunków na drogę hamowania która jest kluczowym parametrem dla oceny zgodności chwytacza progresywnego. Sprawia to, że zasadne jest prowadzenie badań nad wpływem zmiennego obciążenia oraz zmiennych warunków eksploatacyjnych na proces hamowania chwytaczy progresywnych.

2. SPECYFIKA HAMOWANIA DŹWIGU W WARUNKACH DYNAMICZNEJ PRACY, METODA POMIAROWA

Określone procesy fizyczne mogą być podzielone na statyczne oraz dynamiczne. Proces statyczny to proces, w którym spełnione jest równanie (1).

$$\frac{dx}{dt} = 0 \quad (1)$$

Przez analogię, proces dynamiczny występuje gdy:

$$\frac{dx}{dt} \neq 0 \quad (2)$$

gdzie: x – jest to wybrany parametr fizyczny opisujący proces fizyczny,
 t – czas trwania procesu.

Dynamiczny proces hamowania chwytaczy progresywnych występuje wówczas, gdy jedno z równań (3, 4, 5) nie jest spełnione:

$$\frac{dv}{dt} = 0 \quad (3)$$

$$\frac{da}{dt} = 0 \quad (4)$$

$$\frac{ds}{dt} = 0 \quad (5)$$

gdzie: v – jest to prędkość nominalna dźwigu [m/s],
 a – opóźnienie hamowania dźwigu [m/s^2],
 s – droga przejazdu w czasie hamowania [m].

Dynamiczny proces hamowania będzie zatem możliwy, gdy spełnione zostanie równanie (6):

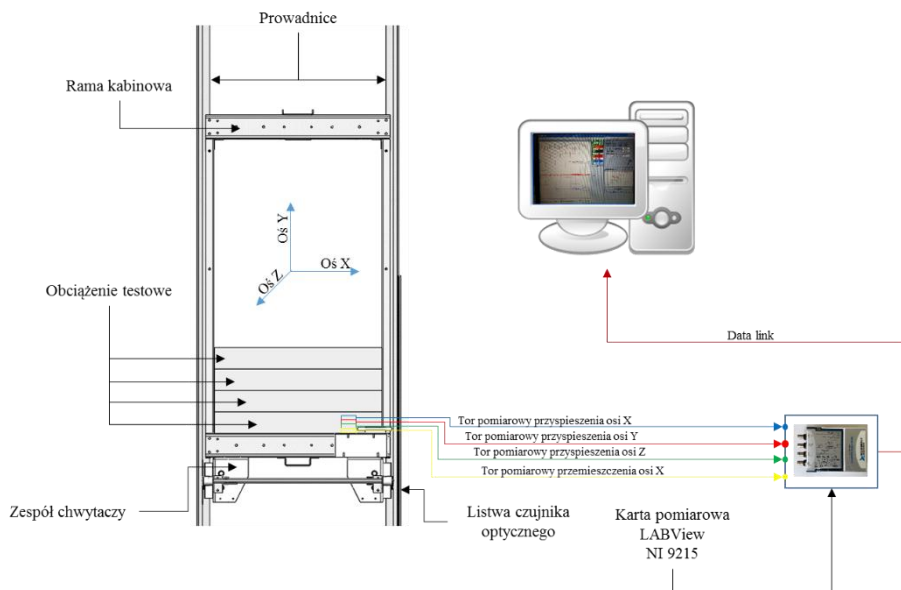
$$\frac{dv_{kr}}{dt} > v \quad (6)$$

gdzie: v – jest to prędkość nominalna dźwigu [m/s],
 v_{kr} – jest to prędkość aktywowania chwytaczy [m/s],
 t – opóźnienie hamowania dźwigu [s].

Analizując powyższe równania można zauważyć, że proces dynamicznego hamowania może nastąpić w czasie nieskontrolowanego przyspieszenia kabiny w następstwie:

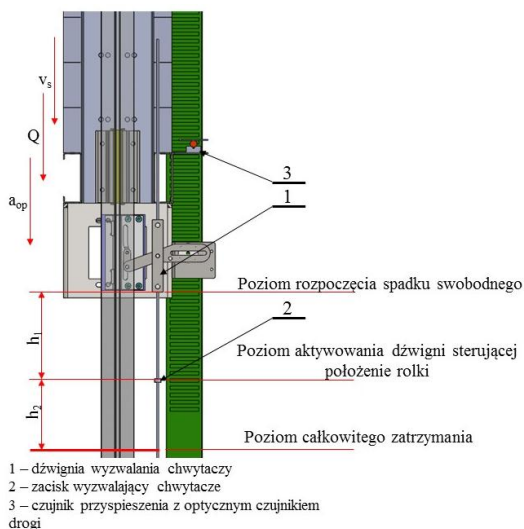
- zerwania wszystkich cięgien nośnych;
- nieskrołowanego wzrostu prędkości obrotowej napędu dźwigu na skutek uszkodzenia obwodu zasilającego;
- nieskrołowanego wzrostu prędkości obrotowej napędu dźwigu na skutek uszkodzenia obwodu hamulcowego napędu.

System pomiarowy, zaprezentowany na rysunku 1 wyposażony został w cztery tory pomiarowe, trzy tory opóźnienia i jeden tor pomiaru prędkości spadku swobodnego. Wszystkie tory zostały podłączone do czterokanałowej karty pomiarowej LABVIEW 9215 firmy National Instruments. Do pomiarów opóźnienia użyty został trójosiowy akcelerometr Pololu firmy Robotics and Electronics mierzący wartość opóźnienia w zakresie $\pm 15g$. Do pomiaru prędkości spadku swobodnego użyto czujnika optycznego typu CFR-22 firmy Sensor z wyskalowaną co 10 mm czarno-białą taśmą. Do akwizycji danych użyto komputera klasy PC wykorzystującym oprogramowanie napisane do celów niniejszej pracy w środowisku LabView oraz gotowe procedury zawarte w programie Excel.



Rys. 1. Schemat stanowiska badawczego: 1 – rama nośna, 2 – obciążenie testowe, 3 – prowadnice, 4 – korpus chwytacza, 5 – układ nadzorujący położenie rolki chwytacza, 6 – czujnik optyczny, 7 – akcelerometr, 8 – czujnik optyczny, 9 – listwa czujnika optycznego, karta pomiarowa LABVIEW 9215, komputer PC

Na rysunku 2 zaprezentowano schematycznie interpretację drogi spadku swobodnego oraz efektywnej drogi hamowania.



Rys. 2. Schemat hamowania z uwzględnieniem drogi spadku swobodnego od momentu wyzwolenia chwytacza do momentu całkowitego zatrzymania

Biorąc pod uwagę powyższe wiemy, że w czasie spadku swobodnego na układ, na który działają siły zewnętrzne część pracy wykonanej przez badany układ zamieniana jest na energię przekazaną układowi. Powyższe stwierdzenie jest zatem tożsame z zależnością matematyczną (6.2).

$$P = E \quad (7)$$

gdzie: P – praca wykonana przez badany układ,
 E – energia uzyskana z zamiany pracy.

Aby rozwiązać powyższe równanie na wstępie należy rozważyć w jaki sposób w zdefiniowana jest praca i energia w czasie spadku swobodnego. Praca P wykonywana przez badany układ jest iloczynem siły oraz drogi hamowania (przy założeniu stałej wartości siły) i została opisana zależnością (8):

$$P = F_h \cdot h_2 \quad (8)$$

gdzie: F_h – siła hamowania [N],
 h_2 – efektywna droga hamowania [mm].

Całkowita zmiana energii potencjalnej jest opisana zależnością (9):

$$E = m \cdot g \cdot (h_1 + h_2) \quad (9)$$

gdzie: h_1 – droga spadku swobodnego od momentu wyzwolenia chwytacza do momentu aktywowania dźwigni sterującej położenie rolki [mm]

Pracę jaką będzie wykonywał chwytacz w badanym układzie można opisać zależnością (10):

$$P = F_h \cdot h_2 = m \cdot g \cdot h_2 + m \cdot a \cdot h_2 \quad (10)$$

Porównując równania (9) oraz (10) stronami otrzymujemy równanie (11):

$$m \cdot g \cdot (h_1 + h_2) = m \cdot g \cdot h_2 + m \cdot a \cdot h_2 \quad (11)$$

gdzie: a – opóźnienie hamowania [m/s^2].

Obliczając z równania (11) opóźnienie hamowania a , otrzymujemy model matematyczny hamowania dźwigu opisany równaniem (12) uwzględniający wartość przyspieszenia ziemskiego odnoszący się do normy [6]:

$$a = \left(\frac{h_1 + h_2}{h_2} - 1 \right) g \quad (12)$$

Tak opisany model matematyczny opóźnień hamowania, może służyć do wstępnej walidacji otrzymanych wyników hamowania chwytaczy.

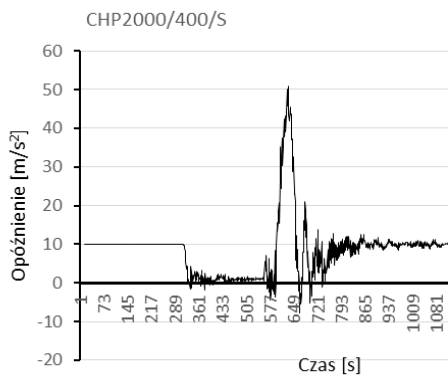
3. BADANIA EKSPERYMENTALNE

W celu wykonania badań eksperymentalnych metodą spadku swobodnego, opracowana została koncepcja stanowiska badawczego wykorzystująca metodę spadku swobodnego. Aby zapewnić powtarzalność pomiarów, koncepcja stanowiska badawczego przewidywała możliwość wymiany różnych typów chwytaczy bez demontażu układu nośnego ramy. Obiektem badań były chwytacze europejskich producentów typu: PP16, KB160 oraz autorski model chwytacza progresywnego CHP2000. Chwytacze poddane badaniom eksperymentalnych dobrane zostały o podobnych charakterystykach obciążeniowych. Schemat stanowiska badawczego zaprezentowano na rysunku 1.

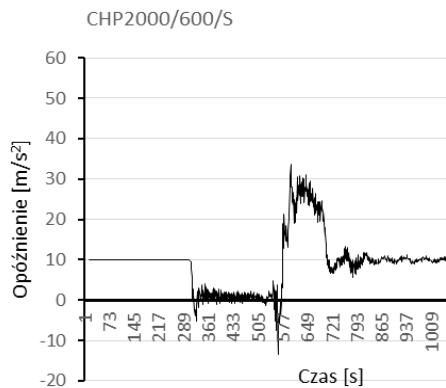
Badania realizowano w trzech grupach: hamowanie na sucho, hamowanie w oleju oraz hamowanie w smarze. Ponieważ proces hamowania chwytacz jest procesem inwazyjnym, tzn.: rolka radełkowa podczas hamowania narusza powierzchnię prowadnicy poprzez proces plastycznego odgniatania, poszczególne próby były wykonywane na odcinkach o nienaruszonej powierzchni.

Próby były wykonywane z obciążeniem nominalnym w zakresie 400, 600 oraz 800 kg, umieszczanym kolejno w ramie nośnej. Wybrane charakterystyki opóźnień hamowania dla chwytaczy zaprezentowano na rysunkach 3, 4, 5.

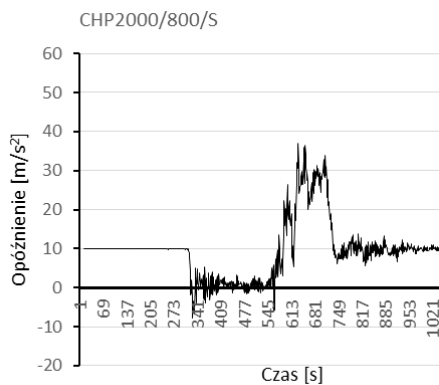
a)



b)

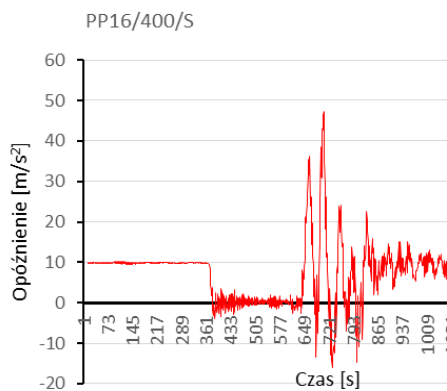


c)

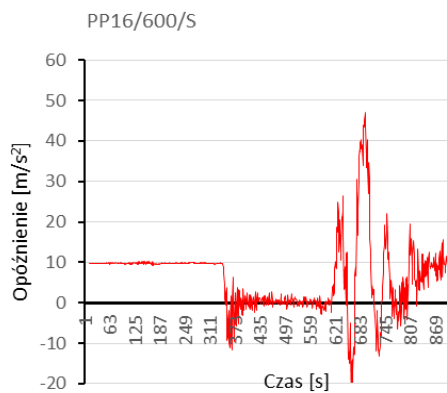


Rys. 3. Charakterystykach hamowania chwytaczy CHP2000 w warunkach suchych:
a) z obciążeniem 400 kg, b) z obciążeniem 600 kg, c) z obciążeniem 800 kg

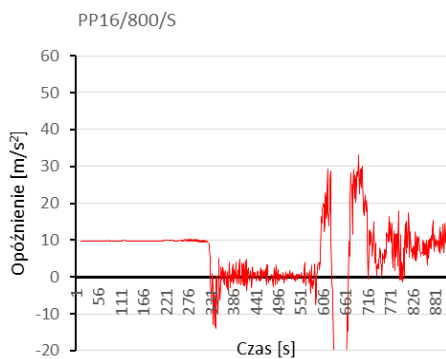
a)



b)

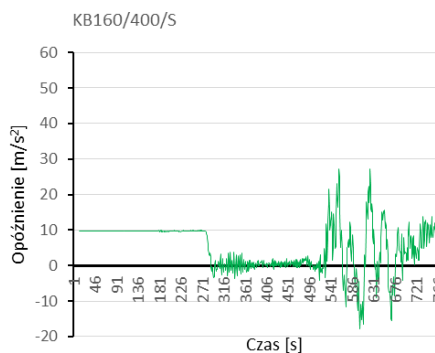


c)

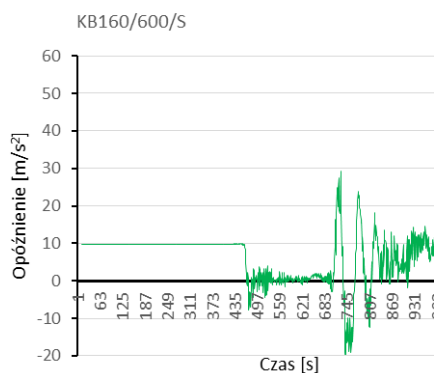


Rys. 4. Charakterystykach hamowania chwytaczy PP16 w warunkach suchych:
a) z obciążeniem 400 kg, b) z obciążeniem 600 kg, c) z obciążeniem 800 kg

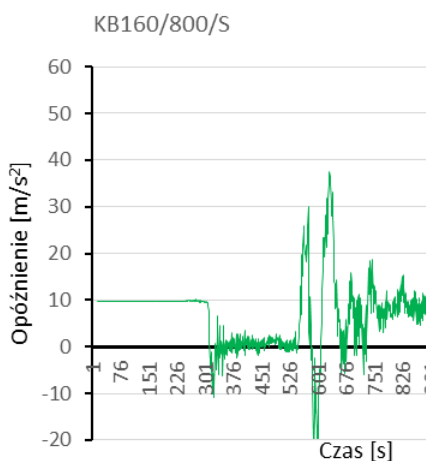
a)



b)

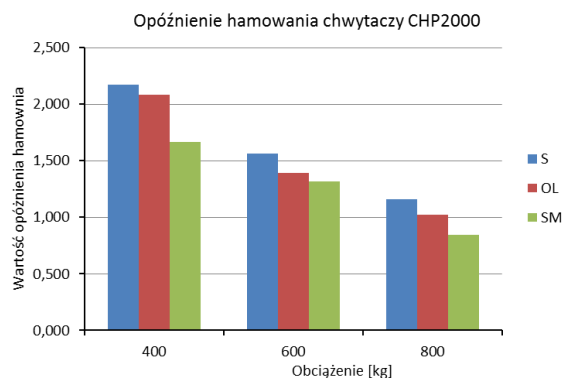


c)

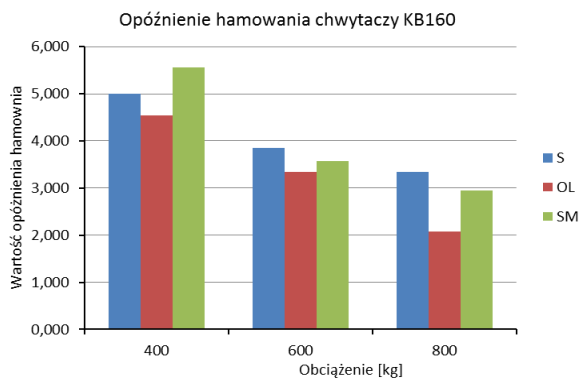


Rys. 5. Charakterystykach hamowania chwytaczy KB160 w warunkach smarowanych smarem: a) z obciążeniem 400 kg, b) z obciążeniem 600 kg, c) z obciążeniem 800 kg

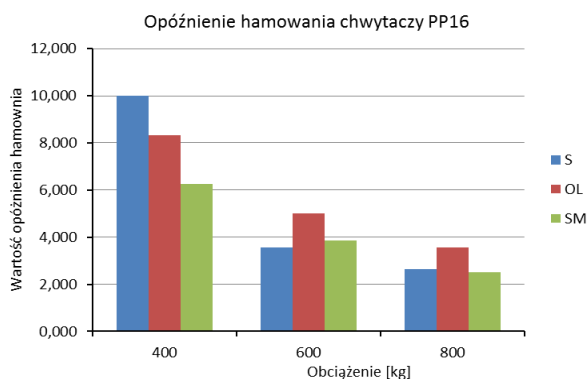
Dane zarejestrowane w czasie eksperymentu zostały poddane obróbce mającej na celu wygładzenie otrzymanych charakterystyk. W tym celu użyto gotowych procedur zawartych w programie MS Excell w postaci średniej ruchomej o wartości 10. Na rysunku 5, 6 oraz 7 zaprezentowano porównanie wielkości drogi hamownia zarejestrowanej w czasie eksperymentu obliczonej na podstawie zależności matematycznej (12).



Rys. 6. Wartości opóźnień hamowania chwytacz typu CHP2000 w odniesieniu do wartości przyspieszenia ziemskiego g



Rys. 7. Wartości opóźnień hamowania chwytacz typu KB160 w odniesieniu do wartości przyspieszenia ziemskiego g



Rys. 8. Wartości opóźnień hamowania chwytacz typu PP16 w odniesieniu do wartości przyspieszenia ziemskiego g

3. WNIOSKI

Wykonane badania eksperymentalne oraz przegląd literatury fachowej w poruszanej tematyce uprawniają do sformułowania następujących wniosków końcowych:

- Przedstawione na rysunkach 3, 4 oraz 5 wybrane charakterystyki hamowania posiadają w swoich zakresach III charakterystyczne etapy. I etap to etap od 0 do wartości około 0,35 s jest to etap początku pomiaru, II etap od 0,35 s to około 0,7 s to etap hamowania, w którym następowała zmiana położenia rolki hamującej na skutek zmiany położenia dźwigni sterującej rolką, III etap to etap tłumienia drgań konstrukcji ramy. Na rysunku 3 przedstawiona charakterystyka dla hamowania w warunkach suchych (50 m/s^2) różni się co do wartości szczytowej od wartości opóźnienia zarejestrowanej w czasie hamowania z większym opóźnieniem. Dla obciążenia 600 oraz 800 kg wartości opóźnienia hamowania zarejestrowane w czasie eksperymentu wyniosły w granicy 30 m/s^2 . Dla chwytaczy typu PP16 wartości opóźnień w czasie hamowania w warunkach suchych wyniosły odpowiednio: dla obciążenia 400 kg – 47 m/s^2 , dla obciążenia 600 kg – 47 m/s^2 , dla obciążenia 800 kg – 30 m/s^2 . Dla chwytaczy typu KB160 wartości opóźnień w czasie hamowania w warunkach suchych wyniosły odpowiednio: dla obciążenia 400 kg – 28 m/s^2 , dla obciążenia 600 kg – 30 m/s^2 , dla obciążenia 800 kg – 33 m/s^2 . Różnice wynikające z wartości zarejestrowanych opóźnień można wytłumaczyć różną kinematyką samych chwytaczy oraz podatnością ramy nośnej, która w warunkach zarówno eksperymentu jak i realnych warunków pracy wykonana jest z elementów cienkościennych. Tym samym wartość rejestrowanych opóźnień jest różna w odniesieniu do wartości opóźnienia hamowania wynikająca z zależności matematycznej (12). Wartości opóźnień hamowania w warunkach smarowanych umożliwiły zarejestrowanie wartości około $30\text{--}35 \text{ m/s}^2$ bez względu na typ chwytacza oraz obciążenie.
- Na podstawie wykonanych badań oraz obliczeń wykonanych w oparciu o zależność matematyczną (12) na rysunkach 5,6 oraz 7 przedstawiono wartości opóźnień hamowania w odniesieniu do wartości przyspieszenia ziemskiego. Porównując wartości hamowania w warunkach suchych najkorzystniejszą konstrukcją chwytacza jest chwytacz typu CHP2000, który generował opóźnienie o wartości 2g przy obciążeniu 400 kg. Dla obciążeń 600 oraz 800 kg wartości te zawierały się w przedziale (1,2–1,5)g.
- Chwytacze typu KB160 oraz PP16 umożliwiały na uzyskanie wartości o opóźnienia dużo większych niż chwytacze CHP2000.

- Podobne zależności co do wartości można zaobserwować w przypadku obliczeń opóźnienia hamowania dla pracy w różnych warunkach smarowanych smarem oraz olejem. Wielkość drogi hamowania chwytaczy CHP2000 umożliwiła na obliczenie wartości opóźnienia na poziomie (1,2–1,6)g, dla chwytaczy typu PP 16 (2,5–3,5)g, a dla chwytaczy KB 160 (3–3,8)g.
- W związku tym, że brak jest opracowań naukowych w przedstawionej tematyce, należy prowadzić dalsze badania rozwojowe mające na celu obniżenie wartości opóźnienia hamowania do wielkości 1 g w maksymalnych zakresach nastaw chwytaczy.

LITERATURA

- [1] LONKWIC P.: *A mathematical model of CHP2000 type progressive gear*. Advances In Science and Technology – Research Journal Vol. 10, Issues 32, 2016, 150–155.
- [2] LONKWIC P., SYTA A.: *Nonlinear analysis of braking delay dynamics for the progressive gears in variable operating conditions*. Journal of Vibroengineering, Vol. 18, Issue 7, 2016, 4401–4408.
- [3] LONKWIC P., RÓŻYŁO P., DĘBSKI H.: *Numerical and experimental analysis of the progressive gear body with the use of finite-element method*. Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability, vol. 17, Issues 4, 2015, 544–550, <http://dx.doi.org/10.17531/ein.2015.4.9>
- [4] LONKWIC P., SZYDŁO K., MOLSKI Sz.: *The impact of progressive gear geometry on the breaking distance Leight under changeable operating conditions*. Advances in Science and Technology Research Journal, Vol. 10, Issues 29, 2016, 161–167, doi: 10.12913/22998624/61948
- [5] LONKWIC P., RÓŻYŁO P.: *Theoretical and experimental analysis of loading impact from the progressive gear on the lift breaking distance with the use of the free fall method*. Advances in Science and Technology Research Journal, Vol. 10, Issues 30, 2016, 103–109, doi: 10.12913/22998624/62628
- [6] Polish Standard PN-EN 81-1+A3:2010, *Safety Regulations Concerning the Structure and Installation of Lifts, Part I*. Electric Lifts.
- [7] TAPLAK H., ERKAYA S., YILDIRIM S., UZMAY I. *The Use of Neural Network Predictors for Analyzing the Elevator Vibrations*. Mechanical Engineering 2012, vol. 39.
- [8] ZHU W. D., REN H.: *A linear model of stationary elevator traveling and compensation cables*. Journal of Sound and Vibration 2012, vol. 332.
- [9] ONUR Y.A., IMRAK C.E.: *Reliability analysis of elevator car frame using analytical and finite element methods*. Building Services Engineering Research & Technology 2012, vol 33.

Marzena OGÓREK*, Dominika STRYCHARSKA*,
Tadeusz FRĄCZEK**

ROZWÓJ TECHNOLOGI AZOTOWANIA JONOWEGO MATERIAŁÓW METALICZNYCH

Streszczenie

Szerokie wprowadzenie nowych materiałów – tytanu i jego stopów oraz stali austenitycznych, do wielu dziedzin techniki m.in. lotnictwa, energetyki, chemii – spełniających wysokie wymagania, projektowanych nowoczesnych maszyn i urządzeń, determinuje konieczność ciągłego rozwoju bądź modyfikacji wielu metod inżynierii powierzchni, również metody azotowania jarzeniowego. Wyniki badań prowadzonych w ramach projektów badawczych, stworzyły podstawy do opracowania nowej technologii niskotemperaturowego, niekonwencjonalnego azotowania jarzeniowego materiałów metalicznych – tytanu i jego stopów oraz stali austenitycznych.

1. WSTĘP

Rozwój nauki techniki stawia coraz większe wymagania materiałom inżynierskim w zakresie właściwości mechanicznych, odporności za zużycie tribologiczne oraz dobrej odporności korozyjnej [1]. Aktualnie stosowane materiały metaliczne nie spełniają często w pełni wymagań związanych z ich przeznaczeniem. Poprawę właściwości stali można uzyskać zarówno poprzez zastosowanie odpowiednich dodatków stopowych, kształtowanie określonej jej struktury drogą obróbki cieplnej, a także konstytuowanie określonej struktury warstwy wierzchniej stali metodami inżynierii powierzchni [2].

Stale austenityczne mają szerokie zastosowanie w technice i przemyśle, przede wszystkim z powodu dobrej odporności korozyjnej, jednak ich zużycie jest ograniczone ze względu na niską twardość i odporność na zużycie ściernie. Ciągły rozwój obróbek powierzchniowych prowadzi do poprawy właściwości użytkowych przedmiotów wykonanych ze stali austenitycznych [3].

* Politechnika Częstochowska, Wydział Inżynierii Produkcji i Technologii Materiałów, Katedra Zarządzania Produkcją i Logistyki, ul. Armii Krajowej 19, 42-201 Częstochowa, 34 325 07 56

** Politechnika Częstochowska, Wydział Inżynierii Produkcji i Technologii Materiałów, Instytut Inżynierii Materiałowej, ul. Armii Krajowej 19, 42-201 Częstochowa, 34 325 07 60

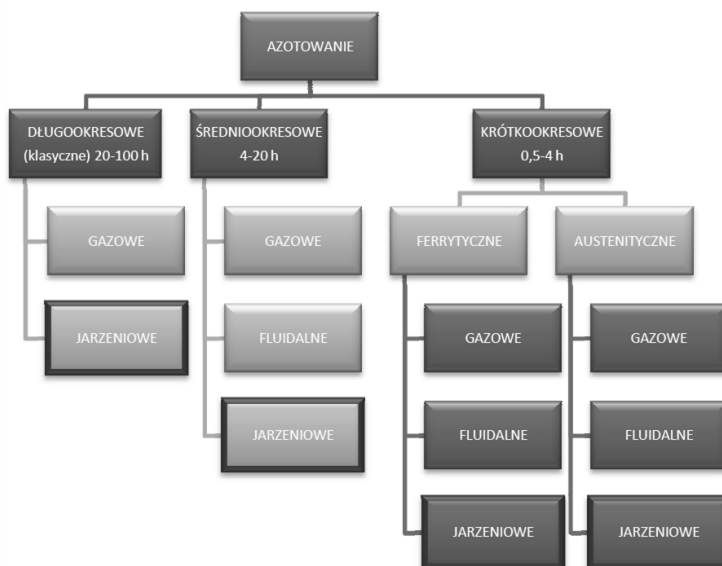
Biorąc pod uwagę duże powinowactwo chemiczne stali austenitycznych do węgla, azotu i tlenu, rozwojowymi metodami inżynierii powierzchni kształtującymi właściwości użytkowe tych stali są: azotowanie, nawęglanie, węgloazotowanie, naborowywanie i tlenoazotowanie [4].

2. AZOTOWANIE

Najczęściej stosowaną obróbką powierzchniową podnoszącą właściwości eksploatacyjne warstwy wierzchniej stali odpornych na korozję jest azotowanie. Proces ten może być realizowany różnymi metodami inżynierii powierzchni, przy czym najbardziej efektywne i popularne są metody z wykorzystaniem technik jonowych. Uproszczony schemat klasyfikacji metod azotowania i obróbek azotujących przedstawia rys. 1 [5].

Proces azotowania polega na nasyceniu powierzchniowej warstwy stalowych elementów azotem, prowadzi to do uzyskania bardzo dużej twardości, odporności na ścieranie i odporności zmęczeniowej materiałów. Warstwy azotowane cechują się dużą odpornością korozyjną. Procesowi azotowania poddawane są elementy po ulepszeniu cieplnym, dzięki czemu nie wymagają one już żadnej dodatkowej obróbki [6].

Konwencjonalne metody azotowania, prowadzone są w temperaturze powyżej 500°C, co powoduje wydzielanie się w stalach austenitycznych azotków chromu oraz żelaza. Zjawisko to jest niekorzystne, ponieważ prowadzi do obniżenia ich odporności korozyjnej. Dopiero obniżenie temperatury azotowania poniżej 500°C umożliwia przeprowadzanie procesów azotowania bez pogarszania odporności korozyjnej azotowanych stali, a nawet, polepsza jej odporność korozyjną przy krótkich czasach procesu [7–9]. Jest to wynikiem tworzeniem się w tej temperaturze twardej i odpornej na ścieranie fazy austenitu przesyconego azotem. Czas realizacji procesu azotowania wynosi do 10 h dla metod jonowych, dla pozostałych metod azotowania jest dobierany w zależności od rodzaju procesu [10,11].



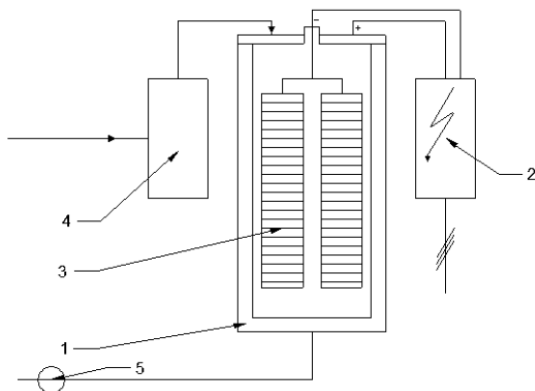
Rys. 1. Schemat klasyfikacji metod azotowania i obróbek azotujących [6]

3. TECHNIKI JONOWE – CHARAKTERYSTYKA OGÓLNA

Popularny i powszechnie stosowany w przemyśle jest proces azotowania jonowego, który wykorzystywano już pod koniec II wojny światowej [12], próbując poprawiać trwałość luf działowych metodą zaproponowaną przez Berghausa [13, 14]. Technika Berghausa znalazła przemysłowe zastosowanie w latach 70. XX wieku, gdyż wtedy nastąpił przełom w pracach badawczych nad stabilizacją wyładowania jonowego przy zastosowaniu wysokich natężeń prądu. W roku 1972 firma KlöcknerIonon GmbH zapoczątkowała sprzedaż urządzeń przemysłowych do azotowania jonowego [15].

Techniki jonowe są procesami obróbki cieplno-chemicznej w środowisku gazowym z wykorzystaniem zjawiska wyładowania jarzeniowego. Przedmioty obrabiane (katoda) umieszczane są w komorze roboczej pieca (rys. 2), natomiast ściany pieca stanowią anodę. Gazem reaktywnym w procesie azotowania jonowego jest amoniak (NH_3) lub mieszanina wodoru i azotu ($\text{H}_2 + \text{N}_2$). Gaz reaktywny wprowadzany jest do komory roboczej przy ciśnieniu $100 \div 1300$ Pa, w tzw. próżni dynamicznej (ciągły przepływ danej mieszaniny gazowej przez komorę roboczą) [16]. Między katodą i anodą przykłada się różnicę potencjałów rzędu od 400 do 1800 V, w zależności od składu mieszaniny reaktywnej. Dzięki temu utrzymywane jest anormalne wyładowanie jonowe – charakteryzujące się wzrostem natężenia prądu i wzrostem napięcia, a także istnieniem katodowego spadku potencjału [12, 17].

Technologie jonowe umożliwiają skrócenie czasu i obniżenie temperatury w odniesieniu do konwencjonalnych obróbek cieplno-chemicznych trudno azotujących się materiałów metalicznych. Te technologie z powodu charakterystycznego świecenia gazu w obszarach przykatodowych (tzw. poświata katodowa) uzyskały nazwę jarzeniowych, nazywane są również jonowymi bądź plazmowymi [16].



Rys. 2. Schemat urządzenia do azotowania jonowego: 1 – piec jarzeniowy; 2 – zasilacz stałoprądowy; 3 – wsad; 4 – układ dozujący mieszaninę gazów reaktywnych; 5 – układ próżniowy [18]

4. TECHNOLOGIA AZOTOWANIA JONOWEGO

Proces azotowania jonowego można podzielić na dwa zasadnicze etapy. Pierwszy z nich to etap nagrzewania do zadanej temperatury azotowania. Podczas jego trwania w wyniku występowania zjawiska rozpylania katodowego, następuje uaktywnienie powierzchni obrabianych oraz ewentualne usunięcie pasywnych warstw tlenkowych. Po osiągnięciu zadanej temperatury, rozpoczyna się właściwy proces azotowania prowadzący do nasycenia obrabianej powierzchni azotem (wytworzenie na jego powierzchni strefy związków oraz strefy azotowania wewnętrznego) [18].

Wytwarzanie warstw azotowanych podczas azotowania jonowego i ich właściwości zależą od takich parametrów technologicznych jak: temperatura procesu, czas procesu, skład atmosfery azotującej, ciśnienie atmosfery, napięcie i natężenie pola elektrycznego między elektrodami oraz gęstość prądu, a także wzajemne rozłożenie detali i elektrod w komorze roboczej pieca do azotowania [19]. Stosowana temperatura procesu azotowania jonowego może być taka, jak w procesie azotowania klasycznego ($480 \div 500^{\circ}\text{C}$), ale w wyniku uaktywnienia atmosfery w środowisku wyładowania jarzeniowego możliwe jest obniżenie zakresu temperatury do $400 \div 500^{\circ}\text{C}$ [18]. Obecnie trwają prace i badania nad możliwością dalszego obniżania temperatury azotowania jonowego [20].

W procesie azotowania jonowego jako atmosfery czynne stosowane są: mieszaniny azotu i wodoru, czysty azot, amoniak oraz mieszaniny amoniaku i wodoru. Proces azotowania jonowego zachodzi przy ciśnieniu 100÷1300 Pa oraz w zakresie napięcia 400÷1800 V. Czas procesu dla zadanych warunków azotowania uzależniony jest od oczekiwanej grubości warstwy [18].

Element przeznaczony do azotowania jonowego powinien być obrobiony mechanicznie. Bezpośrednio przed rozpoczęciem procesu elementy przeznaczone do azotowania jonowego oczyszcza się i odtłuszcza, a następnie umieszcza w komorze roboczej pieca jarzeniowego. Po zamknięciu komory i dokładnym jej próżniowym odpompowaniu, ustawia się właściwy przepływ atmosfery azotującej – powoduje to dokładne oczyszczenie komory z powietrza. Kolejną czynnością podczas procesu azotowania jonowego jest otwarcie zaworu dozującego atmosferę i włączenie zasilacza prądowego, wynikiem tego jest rozpoczęcie procesu rozpylania katodowego w celu uaktywnienia i dokładnego oczyszczenia powierzchni azotowanego elementu. Dzięki rozpylaniu katodowemu powstaje możliwość kompensacji przyrostu wymiaru w skutek wbudowania się azotu pod powierzchnię elementu [18].

Nagrzewanie elementu polega na stopniowym podwyższaniu natężenia prądu. W chwil osiągnięcia zadanych parametrów (ciśnienia, temperatury, natężenia i napięcia prądu) liczy się właściwy czas procesu. Zabieg chłodzenia elementu prowadzi się w środowisku próżni [18].

Po procesie azotowania jonowego elementy nadają się bezpośrednio do montażu. Ze względu na właściwości uzyskanych warstw wierzchnich dodatkowa obróbka skrawaniem jest niewskazana. Dopuszczalne jest jedynie honowanie (wygladzanie) lub polerowanie [18].

Uzyskane w procesie azotowania jonowego warstwy wierzchnie charakteryzują się poprawą właściwości tribologicznych i wytrzymałościowych, a także lepszą plastycznością w odniesieniu do warstw uzyskanych w wyniku azotowania tradycyjnego [21,22].

Azotowanie jonowe znalazło zastosowanie w przemyśle obrabiarkowym, maszyn budowlanych, samochodowym oraz narzędziowym. Władowanie jarzeniowe zapewnia równomierność warunków fizykochemicznych na powierzchni azotowanego elementu oraz możliwość precyzyjnego sterowania strukturą warstwy, co pozwala na efektywną obróbkę elementów o dużych gabarytach i wysokich wymaganiach w zakresie tolerancji wymiarowych i trwałości eksploatacyjnej [18].

5. AZOTOWANIE JONOWE METODĄ „ACTIVE SCREEN”

W 1999 roku w Stanach Zjednoczonych Georges [23] opatentował metodę „active screen plasma nitriding” umożliwiającą azotowanie jonowe elementów bez zachodzenia niekorzystnych zjawisk, które były obserwowane podczas azotowania katodowego (np.: wpływ geometrii elementu na rozkład temperatury, efekt krawędziowy powodujący niejednorodność właściwości obrabianych powierzchni, katody wnękowe). Według autora pracy [24] metoda „active screen plasma nitriding” pozwala na azotowanie materiałów nieprzewodzących (ceramiki, polimerów).

Metoda ta polega na umieszczeniu odizolowanego zarówno od katody jak i anody wsadu pod wykonanym z perforowanej blachy ekranem polaryzowanym napięciem katodowym. W takich warunkach element nie jest nagrzewany bezpośrednio w wyniku bombardowania jonowego – lecz przez wypromieniowywanie ciepła z powierzchni nagrzewanego bombardowaniem jonowym ekranu. W wyniku celowo ukierunkowanego strumienia przepływającego gazu, aktywne składniki plazmy dostarczane są pod ekran [25].

W przedstawionym przypadku mechanizm azotowania różni się od konwencjonalnego azotowania katodowego – w związku z brakiem polaryzacji – nie następuje bombardowanie jonowe. Do powierzchni azotowanego elementu docierają i na niej się osadzają jony azotu i inne azotonośne cząstki rozpylone z powierzchni ekranu aktywnego. Cząstki te przechodząc przez plazmę adsorbują azot. Stosując do azotowania nowy, nie używany wcześniej ekran, wchodzące w jego skład atomy pierwiastków metali są z niego wybijane [26].

Nadmienić również należy, że według autora pracy [27] zakres temperatur ($325\div 400^{\circ}\text{C}$) niskotemperaturowego azotowania jonowego w przypadku stali austenitycznych odpowiada temperaturze wyżarzania odprężającego stosowanego dla tych stali w celu usunięcia naprężeń powstałych podczas szybkiego chłodzenia po zabiegu przesycania. Pozwala to w przypadku elementów wykonanych ze stali austenitycznych poddawanych procesowi azotowania, na wyeliminowanie po przesycaniu wyżarzania odprężającego, ponieważ proces ten zachodzi w trakcie azotowania. Umożliwia to przeprowadzenie dwóch operacji technologicznych w jednym tylko procesie, tzn. azotowania.

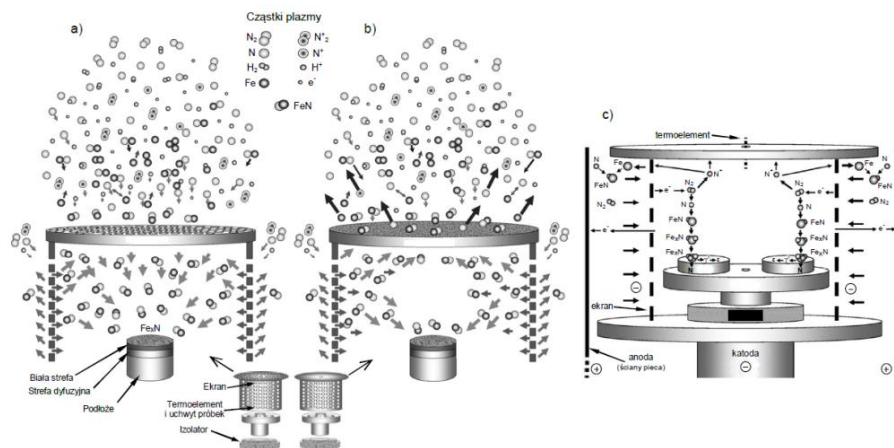
Po pewnym czasie trwania procesu, gdy ekran zostanie naazotowany lub gdy na jego powierzchni osiądą azotki – z jego powierzchni będą wybijane fazy azotkowe [26, 27]. W wyniku oddziaływania powierzchni o wysokiej temperaturze oraz zderzeń z innymi docierającymi cząsteczkami – zaadsorbowany azot może ulegać desorpcji lub dyfundować w głąb podłoża. W etapie końcowym procesu uwolniony azot może reagować chemicznie z podłożem tworząc azotki. Napylone cząstki azotkowe stają się nośnikami azotu – ulegają redukcji – są źródłem dodatkowych atomów azotu [24,28,29].

Należy jednak zaznaczyć, że niektóre dane literaturowe nie potwierdzają istotnej roli cząstek rozpylonych z ekranu aktywnego w transporcie azotu z obszaru plazmy do powierzchni azotowanego podłoża metalicznego. I tak na przykład autorzy pracy [24] twierdzą, że napyłone w wyniku azotowania jonowego metodą „active screen” cząstki azotków – nie odgrywają żadnej roli w transporcie azotu – a wręcz hamują efektywność procesu. Stwierdzenia te oparto na badaniach prowadzonych przy użyciu potencjału uzupełniającego (dodatkowa polaryzacja) – próbki umieszczono w różnych odległościach od ekranu aktywnego.

Oprócz opisanych powyżej zjawisk wyjaśniających mechanizm azotowania jonowego metodą „active screen”, jednocześnie zachodzą inne zjawiska mające istotny wpływ na wynik azotowania. Ponadto ekrany są dodatkowym źródłem elektronów, których gęstość i rozkład decydują o reaktywności plazmy. Poprawna konstrukcja ekranu zapewnia elektrostatyczną barierę dla elektronów znajdujących się pod nim – wpływa to na jednorodność plazmy. Przyrost gęstości elektronów przyczynia się zwiększeniu ilości zachodzących zderzeń z cząstkami gazu – prowadzi to do zwiększenia gęstości plazmy i jej reaktywności [30,31].

W ujęciu technologicznym poza brakiem efektu krawędziowego, azotowanie jonowe metodą „active screen” eliminuje powstawanie gradientu temperatury, prowadzącego do nierównomiernego azotowania detali o skomplikowanych kształtach, co potwierdzają badania wykonane na próbkach o różnych wymiarach. Umożliwia to zachowanie jednorodności procesu na całej powierzchni zróżnicowanej pod względem geometrii i wymiarów elementów, a także otrzymanie jednakowych i powtarzalnych wyników [32].

Następstwem zastosowania ekranów aktywnych w metodzie „active screen” jest potrzeba optymalizacji parametrów technologicznych. Poza temperaturą, czasem, ciśnieniem oraz składem mieszaniny roboczej – parametrami na które należy zwrócić uwagę są: geometria użytych ekranów oraz miejsce usytuowania elementu względem ekranu. Stwierdzono zależność pomiędzy średnicą otworów oraz rodzajem przykrycia ekranu (perforowane lub lite wieko), a grubością i właściwościami otrzymanych warstw azotowanych. Podczas azotowania przy zachowaniu tych samych parametrów procesu zauważono niewielkie różnice w grubości otrzymanych warstw przy zmianie średnicy otworów z 6 na 8 mm. Użycie litego wieka skutkowało obniżeniem grubości oraz twardości otrzymanych warstw azotowanych w porównaniu do azotowania z użyciem perforowanej pokrywy. W wyniku zwiększenia średnicy otworów w wariancie azotowania z pokrywą, ułatwiony został transport aktywnych cząstek (jonów, cząstek utworzonych na ekranie) w kierunku powierzchni próbki oraz nastąpiło zwiększenie ich koncentracji, co spowodowało wytworzenie się warstw o znacznie większych głębokościach (rys. 3) [32–34].



Rys. 3. Rozkład cząstek aktywnych podczas użycia ekranów o różnej konstrukcji:
a) ekran z perforowanym wiekiem; b) ekran z litowym wiekiem;
c) schemat zachodzących zjawisk [33,35]

6. ODDZIAŁYWANIE EKRANU AKTYWNEGO W PROCESIE AZOTOWANIA JONOWEGO

Idea wspomagania procesów azotowania jonowego między innymi poprzez zastosowanie ekranów aktywnych pojawiła się w latach 90-tych ubiegłego wieku, jednakże nieliczne dostępne dane literaturowe odnoszą się głównie do rozwiązań konstrukcyjnych i technologicznych (wielkość otworów w ekranach, odległość umieszczenia ekranu od azotowanych elementów, gabaryty ekranów aktywnych itp.). Autorzy publikacji zajmujących się tą problematyką potwierdzają możliwość wytwarzania metodą „active screen” warstw azotowanych [31,34,36–38].

W praktyce przemysłowej kontrola procesu azotowania jonowego przeprowadzana jest podczas regulacji niektórych parametrów technologicznych wpływających na przebieg procesu azotowania jonowego, parametrami tymi są: czas, temperatura, skład mieszaniny reaktywnej, ciśnienie, parametry prądowe [39].

Wprowadzenie do procesu azotowania jonowego ekranu aktywnego jest dodatkowym parametrem zmieniającym warunki prowadzenia tego procesu. Autor pracy [20] stwierdza, że zastosowanie ekranu aktywnego w procesie azotowania jonowego wpływa na wzrost głębokości warstw azotowanych i jest spowodowane:

- większym stężeniem elektronów wewnątrz ekranu aktywnego;
- wzrostem prędkości jonów azotu, które implantując w powierzchnię podłoża, tworzą nierównomierną strefę przesyconą azotem i sprzyjają jego dyfuzji w głąb podłoża;
- podwyższeniem temperatury pod ekranem aktywnym, względem temperatury katody – ok. $50 \div 60^\circ\text{C}$ (dla procesu azotowania jonowego stali austenitycznej).

Temperatura jest głównym czynnikiem generującym zachodzenie procesów dyfuzyjnych – dlatego też zależność głębokości warstwy wierzchniej otrzymanej w wyniku azotowania jonowego stali austenitycznych oraz szybkość zachodzenia niekorzystnych procesów wydzieleniowych bezpośrednio jest związane z temperaturą procesu [40].

Według Fossatiego oraz jego współpracowników [40–44], wzrost temperatury w zakresie temperatur $400\div 500^{\circ}\text{C}$ powoduje wzrost intensywności zachodzenia procesów wydzieleniowych – czego następstwem jest występowanie większej ilości azotków CrN i Fe_4N (γ') w austenicie przesyconym azotem. Po przekroczeniu temperatury $500\div 550^{\circ}\text{C}$ uzyskane na podłożu stali austenitycznej warstwy azotowane zbudowane są głównie z mieszaniny azotków chromu i azotków żelaza [45].

Ilość azotu przesyconego w austenicie związana jest z temperaturą procesu [46]. Ze wzrostem temperatury azotowania oraz wzrostem przesyconia, obserwuje się wzrost twardości ($400\div 1400 \text{ HK}_{0,1}$), a także wzrost odporności na zużycie tribologiczne [44]. W wyższych temperaturach wzrost twardości może być wynikiem występowania większych ilości wydzieleni azotowych [42].

Natomiast w pracy [27] stwierdzono, że wraz ze wzrostem temperatury przy stałym ciśnieniu, następuje zwiększenie drogi swobodnej pomiędzy kolejnymi zderzeniami składników plazmy – co skutkuje nadaniem im większej energii kinetycznej. Cząstki plazmy zderzając się z większą energią kinetyczną, zwiększają prawdopodobieństwo jonizacji i umożliwiają przeniesienie, przez bardziej zjonizowany gaz, większej ilości ładunków elektrycznych pochodzących ze źródła zasilania. W związku z powyższym stwierdzono [27], że w wyższej temperaturze rozpylanie katodowe powierzchni jest bardziej efektywne.

Autor pracy [27] stwierdza, że podczas niskotemperaturowego ($325\div 400^{\circ}\text{C}$) i krótkookresowego ($2\div 4 \text{ h}$) azotowania jonowego wraz ze wzrostem temperatury podczas nagrzewania zaobserwowano zwiększenie temperatury pod ekranem aktywnym, w porównaniu do temperatury zarejestrowanej na katodzie. Jak już stwierdzono podwyższenie temperatury gazu powoduje zmniejszenie jego gęstości – skutkuje to zwiększeniem średniej drogi swobodnej cząstek plazmy wyładowania jarzeniowego. Zauważono także, że takie zmniejszenie gęstości gazu przyjmuje rolę filtra jonów o różnej energii – powoduje to ograniczenie jonów o małej i dużej wartości energii, a także uśrednia wartość ich energii [47]. Zaznaczyć należy, że stwierdzenie to odnosi się do konwencjonalnego azotowania jonowego na katodzie.

W badaniach opisanych w pracy [20] stwierdzono, że ekran aktywny umożliwia podwyższenie temperatury gazu. Wykazano, że gaz nagrzewany najintensywniej w wariancie katoda + ekran aktywny.

Wzrost temperatury pod ekranem aktywnym nie jest jedynym czynnikiem powodującym intensyfikację procesu azotowania. Istotne znaczenie ma energia jonów docierających do azotowanych powierzchni. Stwierdzono znaczne różnice występujące w przebiegach napięciowych pomiędzy wariantem azotowania

na katodzie, a azotowania pod ekranem aktywnym. Świadczy, o tym analiza oscyloskopowa napięć zarejestrowanych w strefie spadku katodowego (pomiar ok. 1 mm nad powierzchnią próbki), czyli w strefie, gdzie różnica w całym obszarze wyładowania jarzeniowego jest największa, a przypisane różnicą potencjałów jony i elektrony posiadają największą energię kinetyczną [48].

Stwierdzono występowanie podczas azotowania pod ekranem aktywnym, silnych pików napięciowych, sprzyjających nadawaniu jonów wysokiej energii kinetycznej. Tak więc w przypadku azotowania katodowego powierzchnia próbek bombardowana jest jonami o energiach wynikających z wartości spadku katodowego. Natomiast w przypadku azotowania pod ekranem aktywnym (metoda „active screen”) w obszarze warstwy wierzchniej pojawiają się silne piki napięciowe, które muszą oddziaływać ze znajdującymi się w tym obszarze jonami azotu. Te jony są wbijane w materiał tworząc w warstwie wierzchniej silnie nierównowagową strefę przesyconą azotem. To z kolei sprzyja dyfuzji azotu w głąb materiału [49].

Tak więc, największa wydajność procesu azotowania występuje w przypadku elementów azotowanych z zastosowaniem ekranu aktywnego. Efektywność procesu zwiększana jest w tym wypadku poprzez [20]:

- przyspieszenie jonów w polu elektrycznym – znajdujących się względem podłoża w odległości zbliżonej do średniej drogi swobodnej elektronów;
- dodatkowe przyspieszenie jonów będących w strefie oddziaływania przy-powierzchniowego spadku katodowego;
- wzrost temperatury pod ekranem.

7. WNIOSKI

Niekonwencjonalne azotowanie jarzeniowe z wykorzystaniem ekranu aktywnego, pozwala na znaczne skrócenie czasu tego procesu oraz obniżenie jego temperatury, co jest atrakcyjne z ekonomicznego punktu widzenia. Uzyskane w procesie azotowania jonowego warstwy wierzchnie charakteryzują się poprawą właściwości tribologicznych i wytrzymałościowych, a także lepszą plastycznością w odniesieniu do warstw uzyskanych w wyniku azotowania tradycyjnego. Azotowanie jonowe znalazło zastosowanie w przemyśle obrabiarkowym, maszyn budowlanych, samochodowym oraz narzędziowym. Wyładowanie jarzeniowe zapewnia równomierność warunków fizykochemicznych na powierzchni azotowanego elementu oraz możliwość precyzyjnego sterowania strukturą warstwy, co pozwala na efektywną obróbkę elementów o dużych gabarytach i wysokich wymaganiach w zakresie tolerancji wymiarowych i trwałości eksploatacyjnej. Efekty kilkunastomiesięcznych badań wykonywanych w Politechnice Częstochowskiej w pełni potwierdziły innowacyjny charakter technologii azotowania metodą „active screen” w grupie trudno-azotujących się materiałów metalicznych.

LITERATURA

- [1] FRĄCZEK T., MAŹNIAK K., OGÓREK M.: *Ocena efektywności azotowania tytanu technicznego w różnych obszarach wyładowania jarzeniowego*. [w:] Knosala R. (red.): *Innowacje w zarządzaniu i inżynierii produkcji*, t.1., Oficyna Wydawnicza Polskiego Towarzystwa Zarządzania Produkcją, Opole 2014, s. 711–722.
- [2] OLEJNIK M., OGÓREK M., FRĄCZEK T., SKUZA Z.: *Efektywność azotowania jonowego stali X2CrNiMo17–12–2*. *Hutnik-Wiadomości Hutnicze* T. 79, nr 12/2012, s. 939–942.
- [3] BLACHARSKI M.: *Inżynieria materiałowa. Stal*. WNT, Warszawa 2004.
- [4] BURAKOWSKI T., WIERZCHOŃ T.: *Surfact Engineering of Metals*. CRC Press Boce Raton, New York 1999.
- [5] ROGALSKI Z.: *Zarys stanu technik azotowania I obróbkę azotujących stopów żelaza*. XXIX seminarium IMP 1995
- [6] PRZYBYŁOWICZ K.: *Metaloznawstwo*. WNT, Warszawa 1999.
- [7] NOSEI L., FARINA S., ÁVALOS M., NACHEZ L., GÓMEZ B. J., FEUGEAS J.: *Corrosion behavior of ion nitride AISI 316L stainless steel*. *Thin Solid Films* 516 (2008), p. 1044–1050.
- [8] TIAN R., SUN J., WANG J.: *Study on behavior of plasma nitrided 316L in PEMFC working conditions*. *International journal of hydrogen energy* 33 (2008), p. 7507–7512.
- [9] L. GIL, BRÜHL S., JIMÉNEZ L., LEON O., GUEVARA R., STAIA M. H.: *Corrosion performance of the plasma nitrided 316L stainless steel*. *Surface & Coatings Technology* 201 (2006), p. 4424–4429.
- [10] BACCI T., BORGIOLI F., GALVANETTO E., PRADELLI G.: *Glow-discharge nitriding of sintered stainless steels*. *Surface and Coatings Technology* 139 (2001), p. 251–256.
- [11] SKOLEK-STEFANISZYN E., KAMIŃSKI J., SOBCZAK J., WIERZCHOŃ T.: *Modifying the properties of AISI 316L steel by glow discharge assisted low-temperature nitriding and oxynitriding*. *Vacuum* 85 (2010), p. 164–169.
- [12] BURAKOWSKI T., WIERZCHOŃ T.: *Inżynieria powierzchni metali*. WNT, Warszawa 1995.
- [13] BERGHAUS B.: *Proces do powierzchniowej obróbki metalowych elementów*. Patent niemiecki DRP 668 639, 1932.
- [14] BERGHAUS B.: *Próżniowy piec ogrzewany wyładowaniem jarzeniowym*. Patent niemiecki DRP 851 540, 1939.
- [15] Prospect firmy Klöckner Ionon GmbH, Jonnitrieren – die optimale Randschichthärtung für Maschineteile und Werkzeuge.
- [16] BURAKOWSKI T.: *Kierunki rozwoju obróbki cieplnej*. 40 posiedzenie Sekcji podstaw technologii komitetu budowy maszyn PAN, IMP, Warszawa 1988.
- [17] ZDANOWSKI J.: *Wyładowania elektryczne w gazach*. Wyd. Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 1975.
- [18] KOWALSKI S., ŁATAŚ Z., ROGALSKI Z., SOBUSIAK T., TROJANOWSKI J.: *Obróbka cieplna metali*. Technika atmosferyczna, fluidalna, próżniowa, jarzeniowa. IMP, Warszawa 1987.
- [19] OLSZAŃSKI W., SUŁKOWSKI I., TACIKOWSKI J., ZYŚK J.: *Obróbka cieplno-chemiczna*. Poradnik dla słuchaczy Studium Korespondencyjno- Słuchowego, Warszawa 1979.
- [20] FRĄCZEK T.: *Niekonwencjonalne niskotemperaturowe azotowanie jarzeniowe materiałów metalicznych*. Wyd. WIPMiFS, Częstochowa 2011.
- [21] KIELSA A., MARCINIĄK A., ROLIŃSKI E., KARPIŃSKI T.: *Azotowanie jonowe stali*. XVI Seminarium IMP, zeszyt 2, 1977, s. 108–118.
- [22] LECIEJEWICZ A., TROJANOWSKI J.: *Zastosowanie procesu azotowania jonowego dla polepszenia właściwości użytkowych części maszyn i narzędzi*. XXIV Seminarium IMP, 1984, s. 87–92.

- [23] GEORGES J.: *Nitriding process and nitriding furnace therefore*. US Patent, No. 5989363, No. 23, 1999.
- [24] KESHAVARZ HEDAYATI M., MAHBOUBI F., NICKCHI T.: *Comparison of conventional and active screen plasma nitriding of hard chromium electroplated steel*. Vacuum 83 (2009), 1123–1128.
- [25] LI C. X., GEORGES J., LI X. Y.: *Active screen plasma nitriding of austenitic stainless steel*. Surface Engineering, 18 (2002) 6, p. 453–457.
- [26] TAHERKHANI F., TAHERKHANI A.: *Surface characterization of through cage plasma nitriding on the surface properties of low alloy steel*. Mechanical Engineering 17 (2010) 4, p. 253–263.
- [27] OLEJNIK M.: *Niskotemperaturowe i krótkookresowe azotowanie jarzeniowe stali austenitycznej X2CrNiMo17-12-2*. Praca doktorska, Częstochowa 2011.
- [28] HUBBARD P., PARTRIDGE J.G., DOYLE E.D., MCCULLOCH D.G., TAYLOR M.B., DOWEY S. J.: *Investigation of nitrogen mass transfer within an industrial plasma nitriding system I: The role of surface deposits*. Surface & Coatings Technology 204 (2010), p. 1145–1150.
- [29] ZHAO C., LI C. X., DONG H., BELL T.: *Study on the active screen plasma nitriding and its nitriding mechanism*. Surface & Coatings Technology 201 (2006), p. 2320–2325.
- [30] GALLO S. C., DONG H.: *On the fundamental mechanisms of active screen plasma nitriding*. Vacuum 84 (2010), p. 321–325.
- [31] GALLO S. C., DONG H.: *Study of active screen plasma processing conditions for carburising and nitriding austenitic stainless steel*. Surface & Coatings Technology 203 (2009), p. 3669–3675.
- [32] DE SOUSA R.R.M., DE ARAÚJO F.O., RIBEIRO K.J.B., MENDES M.W.D., DA COSTA J.A.P., ALVES JR.C.: *Cathodic cage nitriding of samples with different dimensions*. Materials Science and Engineering A465 (2007), p. 223–227.
- [33] AHANGARANI Sh., SABOUR A. R., MAHBOUBI F., SHAHRABI T.: *The influence of active screen plasma nitriding parameters on corrosion behavior of a low-alloy steel*. Journal of Alloys and Compounds 484 (2009), p. 222–229.
- [34] AHANGARANI Sh., MAHBOUBI F., SABOUR A. R.: *Effects of various nitriding parameters on active screen plasma nitriding behavior of a low-alloy steel*. Vacuum 80 (2006), p. 1032–1037.
- [35] AHANGARANI Sh., SABOUR A. R., MAHBOUBI F.: *Surface modification of 30CrNiMo8 low-alloy steel by active screen setup and conventional plasma nitriding methods*. Applied Surface Science 254 (2007), s. 1427–1435.
- [36] HUBBARD P., DOWEY S.J., PARTRIDGE J.G., DOYLE E.D., MCCULLOCH D.G.: *Investigation of nitrogen mass transfer within an industrial plasma nitriding system II: Application of a biased screen*. Surface & Coatings Technology 204, 2010, pp. 1151–1157.
- [37] DE SOUSA R.R.M., DE ARAÚJO F.O., RIBEIRO K.J.B., MENDES M.W.D., DA COSTA J.A.P., ALVES JR. C.: *Cathodic cage nitriding of samples with different dimensions*. Materials Science and Engineering A 465, 2007, pp. 223–227.
- [38] BETIUK M., KOWALSKI S.: *Azotowanie jarzeniowe na potencjale uzupełniającym*. Inżynieria Materiałowa, Nr 4, 2010, s. 869–873.
- [39] SADURSKI K., JEZIORSKI L.: *Azotowanie jarzeniowe stopów tytanu*. II Międzynarodowa Sesja Naukowa Nowe technologie i osiągnięcia w metalurgii i inżynierii materiałowej. Częstochowa, 06.2001, s. 283–288.
- [40] BORGIOLO F., FOSSATI A., GALVANETTO E., BACCI T.: *Glow-discharge nitriding of AISI 316L austenitic stainless steel: influence of treatment temperature*. Surface & Coatings Technology 200 (2005), p. 2474–2480.
- [41] LI G., PENG Q., LI C., WANG Y., GAO J., CHEN S., WANG J., SHEN B.: *Effect of DC plasma nitriding temperature on microstructure and dry-sliding wear properties of 316L stainless steel*, Surface & Coatings Technology 202 (2008), p. 2749–2754.

- [42] FOSSATI A., BORGIOLI F., GALVANETTO E., BACCI T.: *Corrosion resistance properties of glow-discharge nitrided AISI 316L austenitic stainless steel in NaCl solutions*. Corrosion Science 48 (2006), p. 1513–1527.
- [43] LI C. X., BELL T.: *Corrosion properties of active screen plasma nitrided 316 austenitic stainless steel*. Corrosion Science 46 (2004), p. 1527–1547.
- [44] YILDIZ F., ALSARAN A.: *Multi-pass scratch test behavior of modified layer formed during plasma nitriding*. Tribology International 43 (2010), p. 1472–1478.
- [45] MARCHER K., COOPER C.V., BLUCHER J.T., GIESSEN B.C.: *Conditions for the formation of a martensitic single-phase compound layer in ion-nitrided 316L austenitic stainless steel*. Surface and Coatings Technology 99 (1998), p. 225–228.
- [46] FEWELL M.P., PRIEST J.M., BALDWIN M.J., COLLINS G.A., SHORT K.T.: *Nitriding at low temperature*. Surface and Coatings Technology 131 (2000), p. 284–290.
- [47] ROLIŃSKI E.: *Zjawiska występujące na pograniczu fazy stałej i gazowej w procesie azotowania jonowego*. Rozprawa doktorska. Warszawa 1978.
- [48] OGÓREK M., FRĄCZEK T., SKUZAZ., MAŻNIAK K.: *Wpływ ekranu aktywnego na efektywność azotowania jarzeniowego stali X5CrNi18-10*. Inżynieria Powierzchni nr 3/2013, s. 38–44.
- [49] OGÓREK M., FRĄCZEK T., SKUZA Z., MAŻNIAK K.: *Modyfikacja powierzchni stali X5CrNi18-10 metodą azotowania jonowego z wykorzystaniem ekranu aktywnego*. Hutnik-Wiadomości Hutnicze T.80 nr 11/2013, s. 739–743.

Adam BARYLSKI*

ANALIZA EFEKTYWNOŚCI DOCIERANIA ELEMENTÓW PŁASKICH NA DOCIERARKACH JEDNOTARCZOWYCH

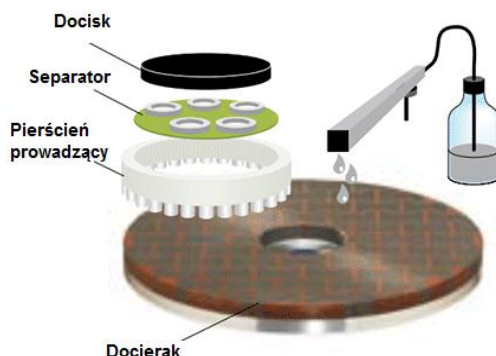
Streszczenie

Przedstawiono szczegółowo trzy docieraki, których parametry i możliwości poddano analizie. Zaplanowano rodzaj tarczy docierającej oraz płyn obróbkowy, aby uzyskać wymaganą chropowatość i płaskość powierzchni. Parametry obróbki pozwoliły określić normę czasu docierania partii wyrobów dla każdej z obrabiarek, a następnie koszt obróbki bardzo dokładnej.

1. WSTĘP

Jednym z częściej stosowanych metod ściernej obróbki bardzo dokładnej jest docieranie luźnym ścierniwem. Proces ten jest wykorzystywany w praktyce niezależnie od rodzaju i gatunku obrabianego materiału; jedynie stopień jego mechanizacji lub automatyzacji zależy od kształtu i wymiarów docieranych elementów. Wśród powierzchni obrabianych maszynowo, najliczniejszą grupę stanowią elementy płaskie i płasko-równoległe, docierane na docierarkach jedno- i dwutarczowych [2,4]. W standardowym, jednotarczowym docieraniu powierzchni płaskich elementy obrabiane rozmieszczone są w separatorach (rys.1), umieszczonych w pierścieniach prowadzących, na które wywierany jest docisk (dodatkowym obciążnikiem lub w sposób pneumatyczny). Zawiesina ścierna dawkowana jest na docierak (tarczę docierającą) w sposób ciągły kropłowo. Powierzchnia elementu po docieraniu charakteryzuje się wysoką dokładnością wymiarowo-kształtową i zapewnia szczelność przylegania w połączeniach spoczynkowych lub posiada dobrą zdolność do utrzymywania warstwy smaru w połączeniach ruchowych części w zespołach maszyn.

* Politechnika Gdańska, Wydział Mechaniczny, Katedra Technologii Maszyn i Automatyzacji
Produkcji, ul. G. Narutowicza 11/12, 80-233 Gdańsk, tel.: (+58) 347 19 82, abarylsk@pg.gda.pl



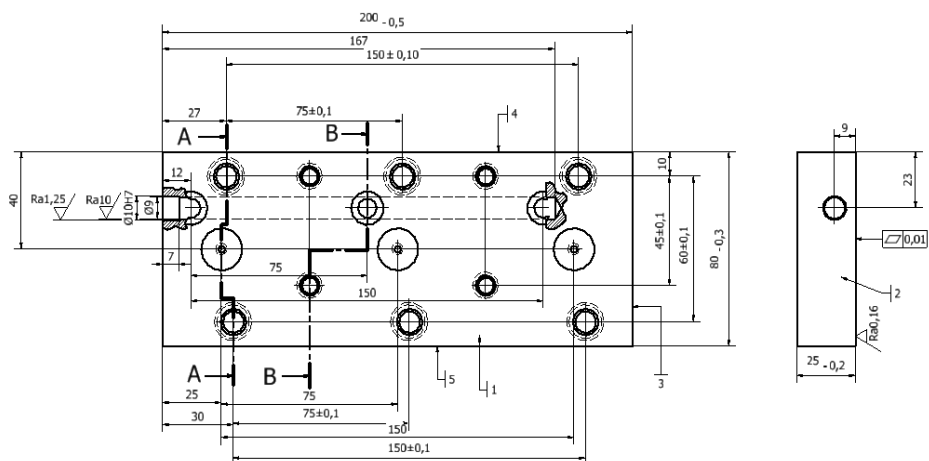
Rys. 1. Schemat ogólny docierania powierzchni płaskich w układzie jednotarczowym [5]

Jak w każdym przypadku realizowanej technologii, oprócz spełnienia wymagań obróbkowych narzuconych przez konstruktora, istotnym jest określenie czasochłonności i kosztów obróbki. W stosunku do docierania wytyczne normatywne w tym zakresie nie są często rozpowszechniane i zarazem mało znane w praktyce produkcyjnej. Fakt ten uzasadnia podejmowanie prac na ten temat i jako studium przypadku jest celem analizy omówionej poniżej.

2. PRZEDMIOT ANALIZY I WARUNKI DOCIERANIA

Elementem obrabianym jest część płaska (rys. 2) wykonana ze stali niestopowej C55 o wymiarach 200x80x25 mm. Półfabrykatem jest blacha o grubości 35 mm. Operacje poprzedzające docieranie powierzchni płaskiej (200x80), której końcowe wymagania obróbkowe dotyczą parametru chropowatości powierzchni $Ra=0,16 \mu m$ i odchyłki kształtu $10 \mu m$, obejmują: przecinanie taśmowe, frezowanie powierzchni ścian (frezem CoroMill o średnicy 125 mm), usunięcie zadziorów (szczotką czołową z trzpieniem firmy Dawmar o średnicy 75 mm) oraz wykonanie otworów gładkich, pogłębianych i gwintowanych (na wiertarce współrzędnościowej).

Projektując operację docierania maszynowego, jednym z istotnych decyzji jest wybór wielkości docierarki.. Wymiary tarczy docierającej oraz liczba pierścieni prowadzących, w których umieszczone są obrabiane elementy w separatorach, zależą, co oczywiste, od wymiarów i zarysu docieranych powierzchni, ale mają też wpływ na liczbę przedmiotów obrabianych jednocześnie, a więc czas jednostkowy, a w konsekwencji czas obróbki całej wymaganej partii. Do analizy przyjęto docierarki jednotarczowe Kemet 24 (rys. 3) i Kemet 56.

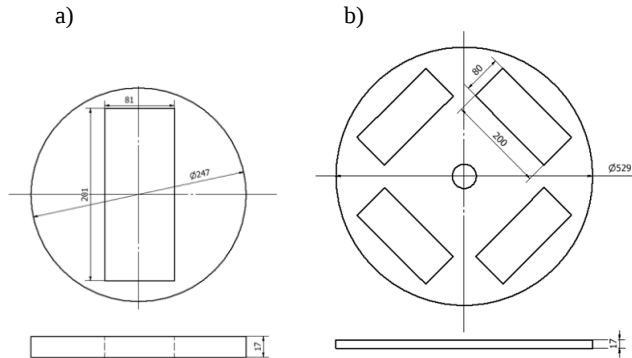


Rys. 2. Konstrukcja obrabianego przedmiotu



Rys. 3. Widok ogólny docierarki: a) Kemet 24 – średnica zewnętrzna tarczy docierającej 610 mm, prędkość obrotowa tarczy 59 min⁻¹, liczba pierścieni prowadzących 3, średnica wewnętrzna pierścienia prowadzącego 248 mm, moc napędu głównego 1,5 kW – dociążanie obciążnikowe elementów, b) obrabiarka z dociążaniem pneumatycznym elementów obrabianych [10]

Projektując i wykonując indywidualnie separatory przedmiotowe należy uwzględnić luz elementu w gnieździe separatora w zakresie 0,5–1,5 mm oraz odległość pomiędzy elementami obrabianymi lub pomiędzy elementami a pierścieniem prowadzącym – minimum 6 mm. Ważna jest też odpowiednia wysokość separatora oraz sposób rozmieszczenia w nim elementów [4]. Oczywiście jest, iż liczba elementów ułożonych jednocześnie jest zależna od wymiarów tarczy docierającej (wymiarów separatora) – rys. 4.



Rys. 4. Wymiary zastosowanych separatorów z tekstolitu: a) dla docierarek Kemet 24, b) dla docieraki Kemet 56

Tarcza docierająca, rowkowna promieniowo, o średnicy 610 mm składa się z 16 segmentów (rys.5), zaś o średnicy 1422 mm (docieraka Kemet 56) – posiada 24 segmenty żeliwne.



Rys. 5. Widok tarczy docierającej KEMET IRON [10]

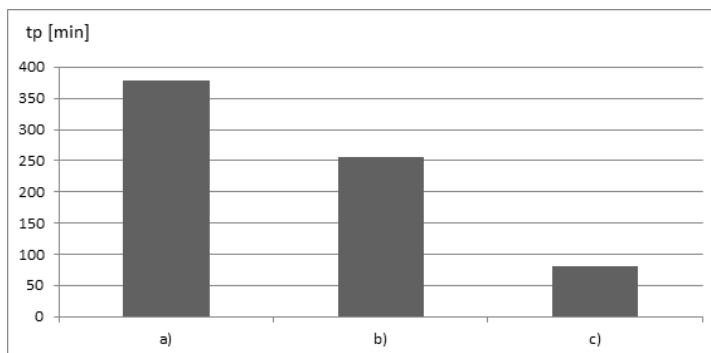
W docieraniu, dla zapewnienia określonych wymagań obróbkowych, użyto płyn Kemet 14. Zużycie zawiesiny wynosiło 0,003 dm³/h. Stosowano nacisk jednostkowy 0,01 MPa oraz prędkość obrotową tarczy docierającej 58 min⁻¹. Pozostawiony naddatek na docieranie wynosił 100 µm, zaś średnia wydajność procesu 3,5 µm/min.

3. ANALIZA CZASOWA DOCIERANIA

W przypadku docierarek jednotarczowych czas przygotowawczo-zakończeniowy operacji (dla analizowanej partii elementów) obejmuje [2]: zapoznanie się z dokumentacją zadania obróbkowego 5 min, założenie tarczy docierającej, pierścieni prowadzących i separatorów oraz przygotowanie (uzupełnienie) czynnika docierającego) 60 min, rozbicie obrabiarki 60 min. Wartości czasów pomocniczych dla trzech stosowanych docierarek zawiera tab. 1 i rys. 5.

Tab.1. Wartości czasów pomocniczych dla operacji docierania [s]

Czynność	Docierarka Kemet 24 (dociążenie obciążnikowe)	Docierarka Kemet 24 (dociążenie pneumatyczne)	Docierarka Kemet 56 (dociążenie pneumatyczne)
Założenie pierścieni	15	15	20
Założenie separatorów	5	5	8
Ułożenie przedmiotów	8	8	32
Wywarcie docisku	25	3	3
Zdjęcie docisku	25	3	3
Wyjęcie przedmiotów	8	8	32
Wyjęcie separatorów	5	5	8
Zdjęcie pierścieni	15	15	20
Kontrola jakości	30	30	30



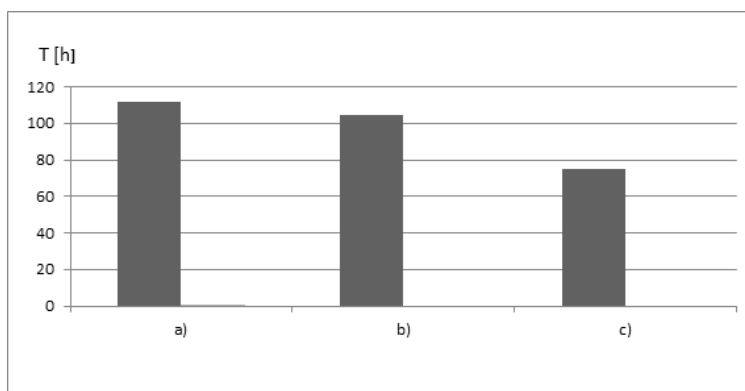
Rys. 5. Porównanie sumarycznych czasów pomocniczych dla jednego wypełnienia obrabianymi przedmiotami: a) docierarki Kemet 24 – dociążenie obciążnikowe (3 pierścienie prowadzące), b) Kemet 24 – dociążenie pneumatyczne (3 pierścienie prowadzące), c) Kemet 56 – dociążenie pneumatyczne elementów (4 pierścienie prowadzące)

Oczywistym jest, iż w przypadku docierarki Kemet 56 o średnicy tarczy docierającej 1422 mm i wyposażonej w cztery pierścienie prowadzące o średnicy wewnętrznej 530 mm, czas wypełnienia separatorów większą liczbą przedmiotów obrabianych jest dłuższy. Przy założonej średniej wydajności docierania i przyjętym naddatku obróbkowym, czas główny (odniesiony do jednego elementu obrabianego) w przypadku docierarki Kemet 24 wynosi 9,5 min (jednoczesna obróbka 3 elementów). W przypadku docierarki Kemet 56 to 1,8 min (jednoczesne docieranie 16 elementów). Mając te dane wyznaczyć można normę czasu operacji dla przyjętej partii 500 sztuk (tab. 2 i rys. 6).

Tab. 2. Składowe normy czasu operacji dla partii 5000 sztuk docieranych elementów [min]

Składnik normy czasu	Docierarka Kemet 24 (dociążenie obciążnikowe)	Docierarka Kemet 24 (dociążenie pneumatyczne)	Docierarka Kemet 56 (dociążenie pneumatyczne)
Czas główny	9,5	9,5	1,78
Czas pomocniczy	2,26	1,5	2,6
Czas wykonania	11,76	11	4,38
Czas uzupełniający	1,41	1,32	4,39
Czas jednostkowy	13,17	12,32	8,77
Czas przygotowawczo-zakończeniowy	125	125	125

Zauważalne jest zmniejszenie o ok. 28% czasu wykonania partii 500 sztuk na docierarce Kemet 56, w porównaniu z obrabiarką Kemet 24.



Rys. 6. Porównanie norm czasu dla operacji docierania partii 500 sztuk na: a) docierarce Kemet 24 – dociążenie obciążnikowe, b) Kemet 24 – dociążenie pneumatyczne, c) Kemet 56 – dociążenie pneumatyczne elementów

4. ANALIZA KOSZTÓW DOCIERANIA

Podstawowymi składnikami kosztu operacyjnego jest koszt stanowiskowy (tab.3), a także wykonania separatorów, zużytego czynnika docierającego i wynagrodzenie operatora docierarki. Separatory wykonano z arkuszy tekstolitu o grubości 15 mm. Cena arkusza o wymiarach 1000x1000 mm wynosi 420 PLN [7]. Przyjęto 5. letni okres amortyzacji docierarek, aktualną cenę 1 kWh [8] oraz stawkę godzinową operatora [9]. Składniki kosztów zestawiono w tab.3.

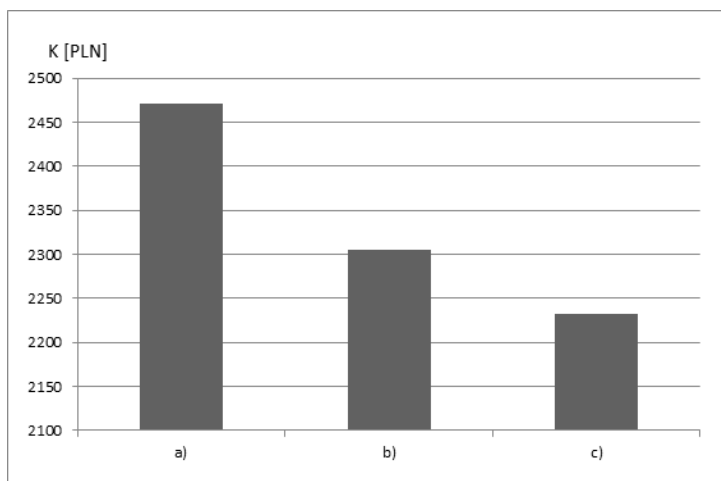
Tab. 3. Składniki kosztów operacji docierania [PLN]

Koszt	Docierarka Kemet 24	Docierarka Kemet 56
Amortyzacja docierarki	15 380	24 065
Energii i napraw	6 873,2	41 531,3
Separatorów	120	840
Wykonania docieraka	5 490	8 820
Zawiesiny ścierniej [2,5 l]	990	990
Wynagrodzenie godzinowe operatora docierarki	17	17

Koszt docierania partii 500 sztuk elementów podano w tab. 4 i na rys. 7.

Tab. 4. Koszt docierania partii 500 sztuk [PLN]

Składnik kosztu	Docierarka Kemet 24 (dociążenie obciążnikowe)	Docierarka Kemet 24 (dociążenie pneumatyczne)	Docierarka Kemet 56 (dociążenie pneumatyczne)
Stanowiskowy	398,8	363,3	790,5
Separatora	2,15	2,01	10,1
Zużycia docieraka	98,4	92,2	106
Zużycia czynnika docierającego	71	66,5	47,7
Wynagrodzenie operatora docierarki	1 901	1 781,6	1 278,4



Rys. 7. Porównanie kosztów docierania partii 500 elementów na: a) docierarce Kemet 24 – dociążenie obciążnikowe, b) Kemet 24 – dociążenie pneumatyczne, c) Kemet 56 – dociążenie pneumatyczne elementów

5. PODSUMOWANIE

Jak wynika z przeprowadzonej analizy, zastosowanie docierarki z większą tarczą docierającą, pomimo wyższych kosztów amortyzacji i narzędzia, umożliwia znaczne zmniejszenie kosztu wykonania usługi docierania z 4,94 do 4,47 PLN za sztukę. W przypadku większej liczności obrabianej partii elementów różnica będzie większa. Uruchamiając technologię docierania powierzchni płaskich w firmie, celowym jest zakup docierarki o stosunkowo dużej średnicy zewnętrznej docieraka, co nie tylko spowoduje zwiększenie konkurencyjności usługi, ale i umożliwi docieranie szerszego spektrum elementów. Jedynie w przypadku prac laboratoryjnych i prototypowych, o doborze obrabiarki o jak najmniejszej średnicy tarczy docierającej, decydować powinny wymiary i zarys obrabianych elementów. Wykorzystanie docieraki z obciążnikowym dociążaniem elementów jest również bardziej uniwersalne, gdyż umożliwia także, po skonstruowaniu i wykonaniu odpowiednich separatorów, jednoczesną obróbkę różnych kształtowo elementów [1]. W przypadku obrabiarki z dociążaniem pneumatycznym możliwość taka jest wyeliminowana.

LITERATURA

- [1] BARYLSKI A.: *Konstrukcja separatorów jednolitych i składanych do docierania powierzchni płaskich i walcowych*. Materiały Konferencji N-T „Modułowe Technologie i Konstrukcje w Budowie Maszyn”, Politechnika Rzeszowska, Wydział BMiL, Rzeszów-Smerek, 2015.
- [2] BARYLSKI A.: *Obróbka powierzchni płaskich na docierarkach*. Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej, Gdańsk, 2013.
- [3] BARYLSKI A.: *Typowe oprzyrządowanie docierarek tarczowych*. Materiały Konferencji N-T „Typowe Oprzyrządowanie Obróbki Skrawaniem. Konstrukcja. Użytkowanie. Efekty”, Fabryka Przyrządów i Uchwytów, Białystok, 1986.
- [4] FELD M., BARYLSKI A.: *Docieranie. Wytyczne doboru warunków obróbki*. Wyd. WEMA, Warszawa, 1979.
- [5] <http://www.polishing-technology.com> [data dostępu: 21.11.2016].
- [6] <http://www.techcontrol.eu> [data dostępu: 5.12.2016].
- [7] <http://techniczny24.com> [data dostępu: 14.12.2016].
- [8] <http://zaradnyfinansowo.pl> [data dostępu: 11.12.2016].
- [9] <http://zarobki.pracuj.pl> [data dostępu: 11.12.2016].
- [10] Materiały informacyjne firmy Kemet, 2016.

Myron CZERNIEC*

TRWAŁOŚĆ WALCOWEJ PRZEKŁADNI ZĘBATEJ LOKOMOTYWY PRZY ZMIANIE WSPÓŁCZYNNIKA TARCIA ŚLIZGOWEGO

Streszczenie

Na podstawie metody autorskiej obliczeniowej trwałości przekładni zębatych został przebadany wpływ współczynnika tarcia ślizgowego na trwałość walcowej przekładni o zębach prostych lokomotywy przy zmiennych wskutek zużycia zębów warunkach kontaktu w zazębieniu korygowanym dwu – jedno – dwuparowym. Ustalono, że reśurs przekładni będzie maksymalny przy współczynnikach korekcji $x_1 = -x_2 = 0,1$ w całym zakresie zmiany współczynnika tarcia ślizgowego.

1. WSTĘP

Skuteczną metodą zmniejszenia oporów tarcia w układach tribomechanicznych zwłaszcza w przekładniach zębatych jest wykorzystanie materiałów smarnych. Wskutek odpowiedniego ich wyboru jest możliwe znaczne zmniejszenie zużycia zębów oraz podwyższenie reśursu przekładni. Jednym z podstawowych czynników określających warunki tarcia w skojarzeniu tribologicznym jest współczynnik tarcia ślizgowego f . Dlatego badanie wpływu jego wielkości na trwałość przekładni zębatych zamkniętych, gdzie występują tarcie graniczne lub mieszane, ma ważne znaczenie użylitarne. W literaturze przedmiotu brak wyników oszacowania zmiany f na trwałość przekładni w oparciu o odpowiednie metody obliczeniowe. Niżej przedstawiono wyniki badań tego typu na podstawie metody autorskiej na ocenę zużycia oraz reśursu przekładni zębatych [1,2] uwzględniającej czynniki eksploatacyjne (zużycie zębów) oraz konstrukcyjne (korekcję uzębienia), a także warunki interakcji zębów (parowość zazębienia).

* Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologicznych Systemów Informacyjnych, ul. Nadbystrzycka 36, m.czerniec@pollub.pl

2. ROZWIĄZANIE ZAGADNIENIA

Zgodnie z wyżej wskazaną metodą [1,2] bezpośredni wpływ współczynnik tarcia okazują na liniowe zużycie zębów. Pośredni wpływ z kolei będzie i na inne parametry interakcji zużyciowej. Więc zużycie h'_{kj} zębów przekładni w punkcie j ich zarysów w ciągu czasu t'_{jh} ich współdziałania ustala się wg takiego wzoru [1]:

$$h'_{kj} = \frac{v_j t'_{jh} (f p_{jh \max})^{m_k}}{C_k (0.35 R_m)^{m_k}} \quad (1)$$

gdzie: $v_j = v$ – prędkość poślizgu w punktach j zarysów zębów,

$t'_{jh} = 2b_{jh} / v_0$ – czas interakcji przy przemieszczaniu się punktu j styku zębów wzdłuż zarysu na szerokość pola ich styku $2b_{jh}$,

$p_{jh \max}$ – bierzące maksymalne naciski stykowe,

$j = 0, 1, 2, 3, \dots, s$,

$j = 0, j = s$ – odpowiadają pierwszemu oraz ostatniemu punktowi styku zębów na zarysach,

$v_0 = \omega_1 r_1 \sin \alpha_w$ – prędkość przemieszczania się punktu styku wzdłuż zarysu zęba,

$2b_{jh} = 3,054 \sqrt{N'E \rho_{jh}}$ – szerokość pola styku zębów,

α_w – kąt przyporu zazębienia korygowanego,

ω_1 – prędkość kątowa zębnika,

$k = 1; 2$ – numeracja kół zębatych,

f – współczynnik tarcia ślizgowego,

R_m – doraźna wytrzymałość materiału przy rozciąganiu,

C_k, m_k – wskaźniki odporności na zużycie ściernie materiałów kół zębatych ustalane na podstawie doświadczalnych badań tribologicznych.

Na określenie $p_{jh \max}$ z uwzględnieniem parowości zazębienia oraz zużycia zębów stosuje się wzór Hertza:

$$p_{jh \max} = 0.564 \sqrt{N'E / \rho_{jh}} \quad (2)$$

gdzie: $N' = N / b_w w$, $N = T_{nom} K_g / r_{w1} \cos \alpha_w$ – siła międzyzębna,
 $T_{nom} = 9550 P / n_1$ – nominalny moment obrotowy na wale czynnym,
 r_{w1} – promień toczny zębnika,
 α_w – kąt przyporu zazębienia korygowanego,
 P – moc na wale czynnym,
 n_1 – liczba obrotów wału czynnego,
 K_g – współczynnik dynamiczny,
 E – moduły Younga materiałów kół zębatych,
 b_w – szerokość zębatki,
 w – liczba par zazębien uczestniczących jednocześnie w przekazywaniu mocy,
 ρ_{jh} – zredukowany promień krzywizny zużytych zarysów zębów [1].

W trakcie pracy przekładni wskutek zużycia ulegają powiększeniu promienie krzywizny ρ_{1jh} , ρ_{2jh} zarysów zębów, co powodują obniżenie początkowych wielkości p_{jmax} . We wcześniejszych pracach autora [1,2] podano metodę uwzględnienia zmiany wyjściowych promieni krzywizny ρ_{1j} , ρ_{2j} zarysów zębów wskutek ich zużycia oraz zredukowanego promienia ρ_j . Odpowiednio

$$\rho_j = \frac{\rho_{1j}\rho_{2j}}{\rho_{1j} + \rho_{2j}}, \quad \rho_{jh} = \frac{\rho_{1jh}\rho_{2jh}}{\rho_{1jh} + \rho_{2jh}}. \quad (3)$$

W badanej przekładni zębatej o zębach prostych lokomotywy występuje zazębienie dwu – jedno – dwuparowe. Więc kąty przejścia od dwuparowego ($\Delta\varphi_{1F_2}$) do jednoparowego oraz ponownie do dwuparowego ($\Delta\varphi_{1F_1}$) zazębienia w przekładni walcowej z korekcją technologiczną określają się następująco:

$$\Delta\varphi_{1F_2} = \varphi_{10} - \varphi_{1F_2}, \quad \Delta\varphi_{1F_1} = \varphi_{10} + \varphi_{1F_1}, \quad (4)$$

gdzie: $\varphi_{1F_2} = \tan \alpha_{F_2} - \tan \alpha_w$, $\varphi_{1F_1} = \tan \alpha_{F_1} - \tan \alpha_w$, $\varphi_{10} = \tan \alpha_{10} - \tan \alpha_w$;

$$\tan \alpha_{F_2} = \frac{r_{w1} \sin \alpha_w - (p_b - e_1)}{r_1 \cos \alpha}, \quad \tan \alpha_{F_1} = \frac{r_{w1} \sin \alpha_w - (p_b - e_2)}{r_1 \cos \alpha},$$

$$\tan \alpha_{10} = (1 + u) \tan \alpha_w - \frac{u}{\cos \alpha_w} \sqrt{(r_{20} / r_{w2})^2 - \cos^2 \alpha_w},$$

$$p_b = \pi m \cos \alpha_w - \text{podziałka uzębienia},$$

$$e_1 = \sqrt{r_{1s}^2 - r_{b1}^2} - r_{w1} \sin \alpha_w, \quad e_2 = \sqrt{r_{20}^2 - r_{b2}^2} - r_{w2} \sin \alpha_w,$$

m – moduł zazębienia,

u – liczba przełożenia,

$\alpha = 20^\circ$ – kąt przyporu,

r_{w2} – promień toczny koła zębatego,

$r_1 = mz_1/2$, $r_2 = mz_2/2$ – promienie kół podziałowych zębnika oraz koła zębatego,

z_1, z_2 – liczba zębów kół zębatych,

$r_{b1} = r_1 \cos \alpha_w$, $r_{b2} = r_2 \cos \alpha_w$ – promienie kół zasadniczych zębnika i koła zębatego,

$r_{a1} = r_1 + m$, $r_{a2} = r_2 + m$ – promienie kół głów zębów,

$r_{1s} = r_{a1} - r$, $r_{20} = r_{a2} - r$, $r = 0,2m$,

r – promień zaokrąglenia wierzchołków zębów kół,

Kąt wyjścia $\Delta\varphi_{1E}$ zębów z zazębienia określany wg wzoru:

$$\Delta\varphi_{1E} = \varphi_{10} + \varphi_{1E}, \quad (5)$$

gdzie: $\varphi_{1E} = \tan \alpha_E - \tan \alpha_w$, $\alpha_E = \arccos(r_{b1}/r_{1s})$.

W przypadku korekcji technologicznej ulegają zmianie jedynie promienie głów zębów:

$$r_{a1} = r_1 + (1 + x_1)m, \quad r_{a2} = r_2 + (1 + x_2)m, \quad (6)$$

gdzie: $x_1 = -x_2$ – współczynniki przesunięcia (korekcji) zarysów zębów,

$\alpha_w = \alpha$, $r_{w1} = r_1$, $r_{w2} = r_2$.

Prędkość poślizgu w zazębieniu:

$$v_j = \omega_1 r_{b1} (\tan \alpha_{1j} - \tan \alpha_{2j}), \quad (7)$$

gdzie: $\alpha_{1j} = \arctan(\tan \alpha_{10} + j\Delta\varphi)$, $\alpha_{2j} = \arccos[(r_{w2}/r_{2j}) \cos \alpha_w]$,

$$r_{2j} = \sqrt{a_w^2 + r_{1j}^2 - 2a_w r_{1j} \cos(\alpha_w - \alpha_{1j})}, \quad r_{1j} = r_{w1} \cos \alpha_w / \cos \alpha_{1j}$$

$\Delta\varphi$ – kąt pomiędzy punktem wejścia zębów w zazębienie (p. 0) a kolejnym wybranym punktem 1, 1 oraz 2 itd.),

a_w – odległość międzyosiowa.

Trwałość pracy t_B przekładni przy liczbie obrotów n_{1s} zębnika lub n_{2s} koła zębatego wylicza się zgodnie ze wzorem [2] :

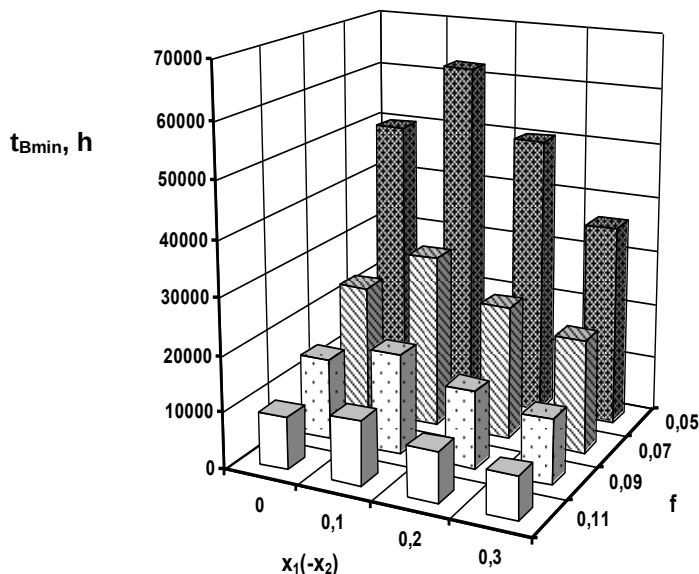
$$t_B = n_{1s} / 60n_1 = n_{2s} / 60n_2, n_{2s} = n_{1s} / u. \quad (8)$$

3. ROZWIĄZANIE NUMERYCZNE

Dane dla obliczeń: $z_1 = 24$; $b_w = 230$ mm; $P = 670$ kW; $K_g = 1,6$; $m = 16$ mm; $u = 4$; $n_1 = 400$ obr/min; $h_{1*} = 1,4$ mm – zużycie dopuszczalne zębów zębnika; $h_{2*} = 2,0$ mm – zużycie dopuszczalne zębów koła zębatego; $f = 0,05; 0,07; 0,09; 0,11$ – tarcie graniczne lub mieszane; smarowanie olejem o lepkości kinematycznej $v_{+100} = 7...12$ cSt; $x_1 = -x_2 = 0; 0,1; 0,2; 0,3, 0,4$; $a_w = 960$ mm.

Materiały kół zębatych: zębnik – stal 20HM3A cementacja na głębokość 1,6...2,4 mm, 58±3 HRC, $C_1 = 5,5 \cdot 10^6$, $m_1 = 1,9$; koło zębate – stal 55F (hartowanie objętościowe, odpuszczanie niskie), 280–321 HB, $C_2 = 0,4 \cdot 10^6$, $m_2 = 2,2$; $E = 2,1 \cdot 10^5$ MPa.

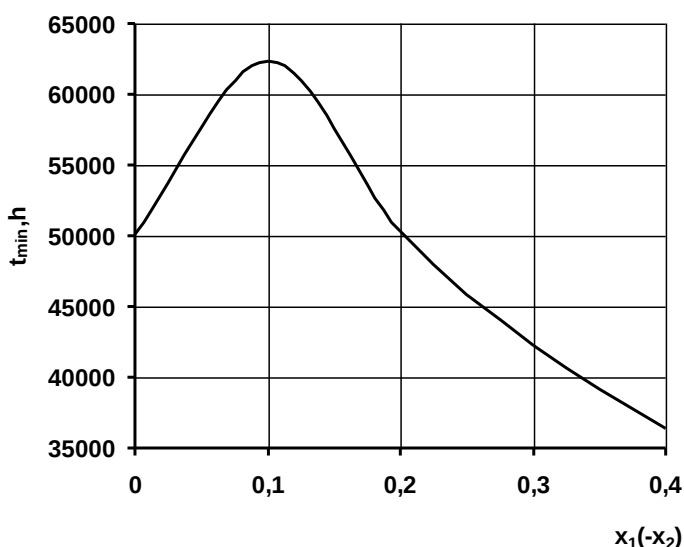
Wyniki obliczeń podano na rys. 1–4. Zwłaszcza na rys. 1 wskazano minimalną trwałość t_{Bmin} przekładni w punkcie zazębienia, w której przędzie osiąga się zużycie dopuszczalne zębów koła zębatego.



Rys.1. Minimalna trwałość przekładni

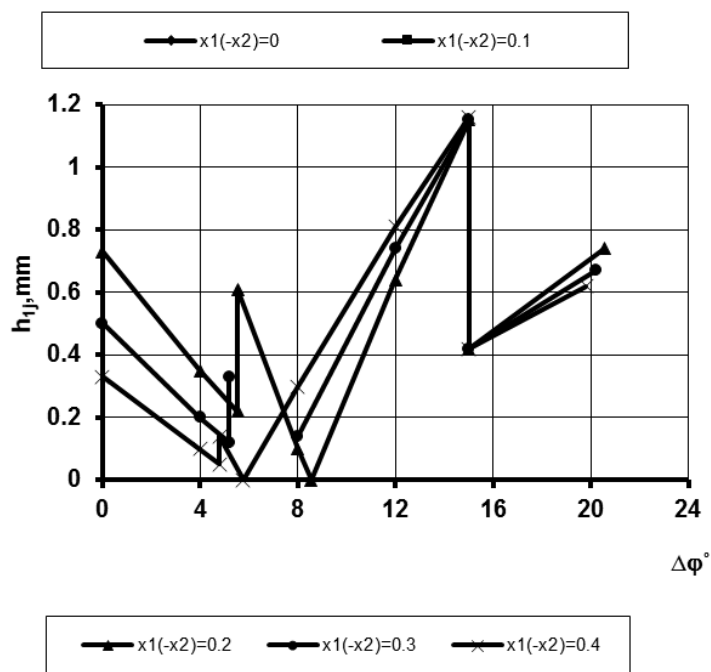
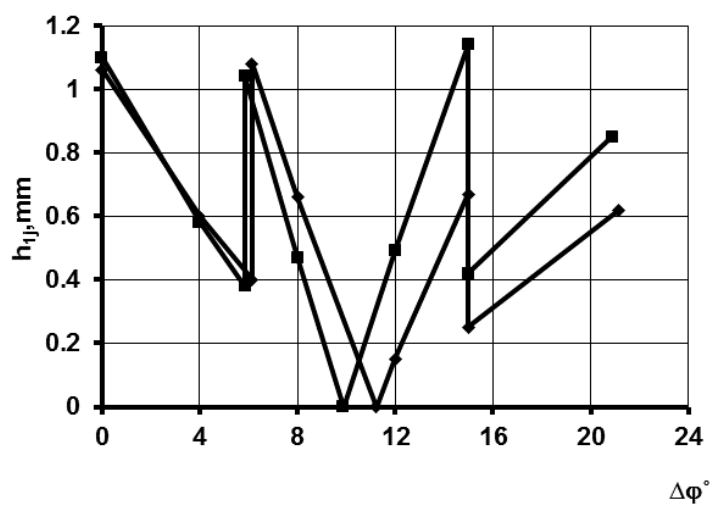
Największa trwałość przekładni będzie, gdy $x_1 = -x_2 = 0,1$ dla wszystkich wartości f . Ona przewyższa trwałość przekładni niekorygowanej odpowiednio o 1,245; 1,321; 1,218; 1,217 razy. Obniżenie f o 2,2 razy powodują znaczny wzrost trwałości przekładni we wskazanym przypadku zoptymalizowanym – o 5,46 razy. W przekładni niekorygowanej trwałość przy obniżeniu f też wzrasta pięciokrotnie. Podane wyniki w oczywisty sposób potwierdzają znaną z praktyki konieczność stosowania olejów zapewniających mały współczynnik tarcia ślizgowego odpowiadający tarcu granicznemu.

W przypadku tarcia granicznego ($f = 0,05$) na rys. 2 podano zmianę minimalnej trwałości przekładni w zależności od współczynników korekcji zębów.

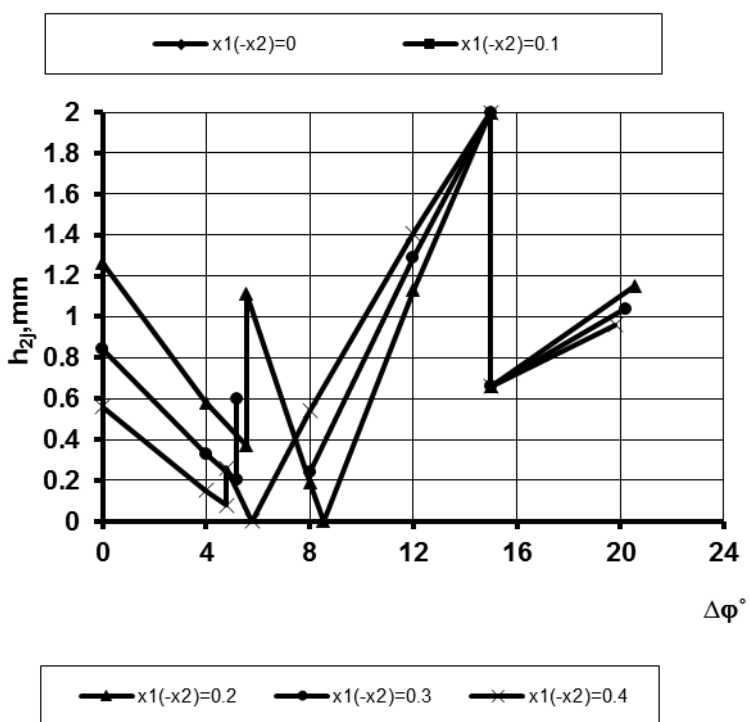
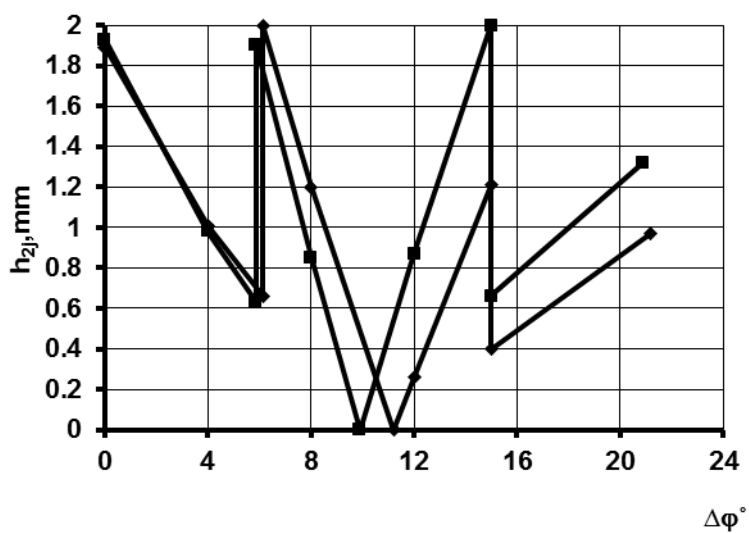


Rys. 2. Minimalna trwałość przekładni przy tarcu granicznym.

Korekcja uzębienia jest zasadną przy $x_1 = -x_2 < 0,2$. Zużycie liniowe h'_{kj} zębów kół w poszczególnych punktach styku (kątach obrotu) z uwzględnieniem ich korekcji przedstawiono na rys. 3, 4. Ustalono w wyniku rozwiązania numerycznego, że zęby koła wcześniej osiągają zużycie dopuszczalne niżeli zęby zębarki. Wartość współczynników korekcji decyduje o tym w jakim punkcie styku osiąga się zużycie dopuszczalne zębów. W przekładni niekorygowanej odbędzie się to na wejściu w zazębienie jednoparowe (średnia strefa wykresów), a zbliżona wartość zużycia też będzie i na wejściu w zazębienie dwuparowe (lewa strefa wykresów). Dla optymalnych wartości $x_1 = -x_2 = 0,1$ zużycie dopuszczalne osiąga się na wyjściu z zazębienia jednoparowego chociaż zbliżone do niego wartości zużycia występują na wejściu w zazębienie dwuparowe oraz jednoparowe.



Rys. 3. Wpływ korekcji uzębienia na zużycie liniowe zębów zębatki



Rys. 4. Wpływ korekcji uzębienia na zużycie liniowe zębów koła zębatego

4. WNIOSKI

1. Obniżenie współczynnika tarcia ślizgowego powodują nieliniowy wzrost trwałości przekładni dla wszystkich przyjętych wartości współczynników przesunięcia.
2. W przypadku korekcji technologicznej trwałość będzie maksymalną, gdy współczynniki przesunięcia $x_1 = -x_2 = 0,1$.
3. Zmiana współczynnika tarcia ślizgowego w zakresie 0,11...0,05 powoduje zwiększenie trwałości przekładni o 5,46 razy.
4. Największa trwałość przekładni korygowanej, gdy $x_1 = -x_2 = 0,1$ przewyższa jej wartości w porównaniu z przekładnią niekorygowaną o 1,22 razy ($f = 0,11, 0,09$), 1,32 razy ($f = 0,07$), 1,25 razy ($f = 0,05$).
5. W przypadku tarcia granicznego dla optymalnych wartości $x_1 = -x_2 = 0,1$ prawie jednakowe zużycie zębów będzie na wyjściu z zazębienia jednoparowego, na wejściu w zazębienie dwuparowe oraz jednoparowe.

LITERATURA

- [1] CZERNIEC M., JAREMA R., CZERNIEC Ju.: *Metod ocinky vplyvu koryguvannia zubiv evolventnoi cylindrycznoi peredaczi nadovgovicznist i micnist*. Czast. 1. FCMM, 2012, no. 3, s. 30–39.
- [2] CHERNETS M., CHERNETS Yu.: *The simulation of influence of engagement conditions and technological teeth correction on contact strength, wear and durability of cylindrical spur gear of electric locomotive*. Proc. IMechE Part J: J. Engineering Tribology, 0(0), 1–6, 30.04.2016. doi: 10.1177/13506501166 45024.

Jakub SZABELSKI*

PRZEGLĄD SPOSOBÓW UTWARDZANIA WYBRANYCH KLEJÓW KONSTRUKCYJNYCH

Streszczenie

W pracy przedstawiono zestawienie informacji dotyczących klejów konstrukcyjnych: definicję i podstawowe klasyfikacje. Szczegółowo scharakteryzowano najpopularniejsze mechanizmy utwardzania kompozycji epoksydowych, tj. na skutek reakcji chemicznej z utwardzaczem oraz reakcji związanych z ogrzewaniem złącza/kleju. Zaprezentowano zależności łączące stosunek stechiometryczny elementów składowych kleju i wytrzymałość połączenia klejowego, a także czynniki, które negatywnie wpływają na wytrzymałość połączeń. Scharakteryzowano krajowe kleje epoksydowe tworzone na grupie żywic Epidian. Przedstawiono ponadto sposoby utwardzania innych klejów konstrukcyjnych.

1. WSTĘP

Definicja kleju pochodząca z normy PN-EN 923:2008 (Kleje – Terminy i definicje) [1] określa go jako substancję niemetaliczną umożliwiającą łączenie materiałów przez połączenie ich powierzchni, przy czym uzyskane w ten sposób połączenie ma odpowiednią wytrzymałość wewnętrzną. Ze względu na dużą ilość oferowanych kompozycji klejowych, a w konsekwencji ich zróżnicowanie zarówno pod względem struktury chemicznej, sposobu aplikacji i utwardzania, końcowej wytrzymałości oraz możliwości stosowania w określonych warunkach eksploatacyjnych, można podzielić je na dwie zasadnicze grupy: kleje strukturalne i kleje niestrukturalne [2]. Pierwszą grupę stanowią rozwiązania służące łączeniu elementów, które przenoszą obciążenia między nimi w czasie typowej eksploatacji w środowisku pracy [3]. Charakteryzują się one wytrzymałością na ścinanie powyżej umownej granicy ok. 6–8 MPa [4] i dobrą odpornością na warunki środowiskowe. W typowych zastosowaniach zakłada się trwałość połączeń wykonanych klejami strukturalnymi na cały okres życia danego produktu.

* Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, Instytut Technologicznych Systemów Informacyjnych, ul. Nadbystrzycka 36, j.szabelski@pollub.pl

Połączenia wykonane klejami niestrukturalnymi charakteryzują się znacznie mniejszą wytrzymałością i trwałością. Wykorzystywane są przede wszystkim do połączeń przenoszących mniejsze obciążenia lub tymczasowych. W tej grupie klejów znajdują się np. taśmy samoprzylepne czy kleje do papieru [5]. Wytrzymałość połączenia warunkowana jest wytrzymałością adhezyjną i kohezyjną.

Inżynieria klejenia jest bezpośrednio związana z wieloma dziedzinami nauki, w szczególności: chemią, fizyką i mechaniką. Analiza problematyki połączeń klejowych będzie więc często obejmować tematykę z zakresu więcej niż jednej z nich.

2. KLASYFIKACJA MATERIAŁÓW KLEJOWYCH

Różnorodność kompozycji klejowych dostępnych na rynku wymusza na konstruktorach znajomość ich podstawowych grup. Związane jest to z często odmiennymi technologiami aplikacji i utwardzania oraz różnymi właściwościami wytrzymałościowymi wykonanego połączenia i determinuje możliwość wykorzystania danego kleju w konkretnej aplikacji. Istnieje kilka kryteriów klasyfikacji materiałów klejowych. Są to m.in.: postać kleju (dwuskładnikowa lub jednoskładnikowa pasta lub płyn, kleje rozpuszczalnikowe, kleje w postaci stałej – np. taśmy samoprzylepne, kleje proszkowe, aerozole), funkcja (strukturalne, niestrukturalne), skład chemiczny. Jednym z kryteriów podziału spoiw klejowych, związanym z ich składem chemicznym jest sposób utwardzania kleju na etapie konstytuowania połączenia. Podział klejów do zastosowań konstrukcyjnych zaproponowany w [2] szczegółowo grupuje i wydziela podkategorie klejów o tych samych mechanizmach utwardzania:

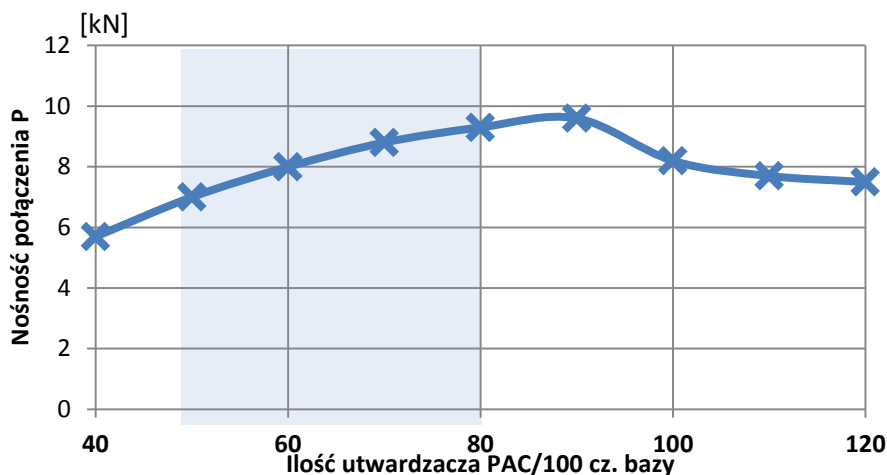
- 1) Kleje utwardzane na skutek reakcji chemicznej:
 - a) kleje dwuskładnikowe,
 - b) kleje jednoskładnikowe aktywowane katalizatorem lub utwardzaczem,
 - c) kleje utwardzane przy obecności wilgoci,
 - d) kleje aktywowane promieniowaniem UV,
 - e) kleje anaerobowe katalizowane przez podłoże,
 - f) kleje w stanie stałym (taśmy, filmy, proszki, itp.).
- 2) Kleje utwardzane przez odparowanie rozpuszczalnika:
 - a) kleje kontaktowe,
 - b) kleje utwardzane pod wpływem nacisku,
 - c) kleje reaktywne,
 - d) kleje na bazie żywic.
- 3) Kleje utwardzane przez „stygnięcie” kleju roztopionego (klejenie na gorąco).

W rzeczywistości okazuje się, że kleje często nie mogą być jednoznacznie przyporządkowane do poszczególnych grup. Istnieją kompozycje oparte o tą samą bazę, np. kleje epoksydowe, które mogą być utwardzane różnymi metodami: na skutek złączenia rozdzielnych składników (żywicy i utwardzacza) lub poprzez utwardzanie kompozycji jednoskładnikowej z wykorzystaniem ciepła.

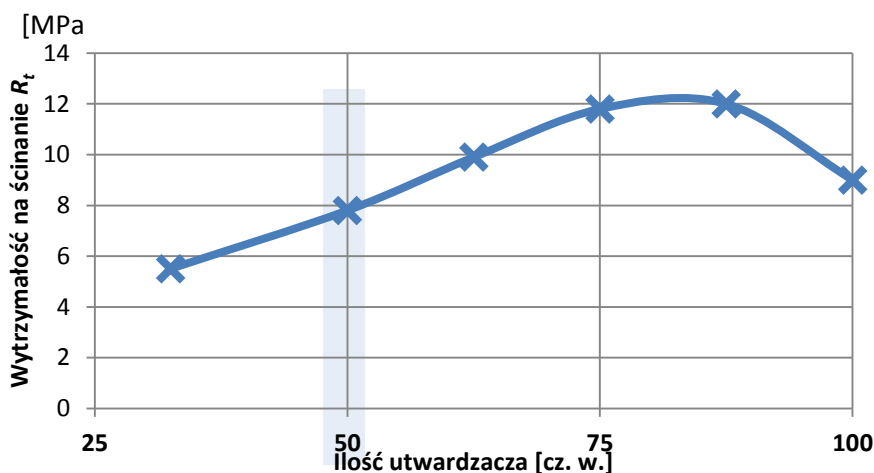
2.1. Utwardzanie na skutek reakcji kleju i utwardzacza

Do grupy klejów, w których połączenie następuje w skutek złączenia i reakcji chemicznej między składnikami, należą poza wcześniej wspomnianymi klejami epoksydowymi, również m.in.: kleje poliuretanowe, akrylowe, silikonowe, kleje na bazie żywic fenolowych i inne. Ich wspólną cechą jest to, że produkowane są w postaci kompozycji wieloskładnikowej, przy czym utwardzanie zachodzi w skutek reakcji chemicznej między dwoma (lub więcej) rozdzielnymi komponentami. Łączone składniki muszą być mieszane z zachowaniem odpowiednich proporcji. „Baza” i utwardzacz najczęściej różnią się między sobą barwą, co ułatwia późniejszą wizualną kontrolę właściwego wymieszania. Masa klejowa musi zostać użyta przed upływem czasu przydatności. Zalecane proporcje dozowania składowych kleju w zależności od producenta i rodzaju kleju mogą być określone w postaci stałej proporcji (rys. 1) lub przedziału proporcji, w których należy wykonać masę klejową (rys. 2) i dotyczą stosunków masowych lub objętościowych. Proporcje określone przez producenta umożliwiają (przy określonych warunkach wiązania) uzyskanie optymalnych właściwości połączenia, nie tylko pod względem kryterium maksymalnej wytrzymałości, ale również przy uwzględnieniu wielu innych cech użytkowych mogących bezpośrednio lub pośrednio wpływać na jakość połączenia. Badania prezentowane w pracy [6] wykazują, że niektóre kleje osiągają maksimum wytrzymałości na ścinanie przy proporcjach innych niż podane przez producenta lub wynikające z analiz stechiometrycznych (rys. 2).

W przypadku klejów chemoutwardzalnych niewystarczająca ilość utwardzacza na jednostkę żywicy powoduje niekompletną polimeryzację. Z drugiej jednak strony nadmiar utwardzacza prowadzi do „kruchości” i „łamliwości” masy utwardzonej. Nadmiar nieprzereagowanego utwardzacza może również prowadzić do korozji powierzchni metalicznych łączonych elementów [7,8]. Inne właściwości klejów, takie jak np. odporność cieplna, sztywność, itp., mogą również ulegać zmianie w sytuacji odstępstwa od zalecanych proporcji żywicy do utwardzacza. Rezultaty doboru ilości utwardzacza wymagają więc szerszej analizy służącej poprawie właściwości połączenia.



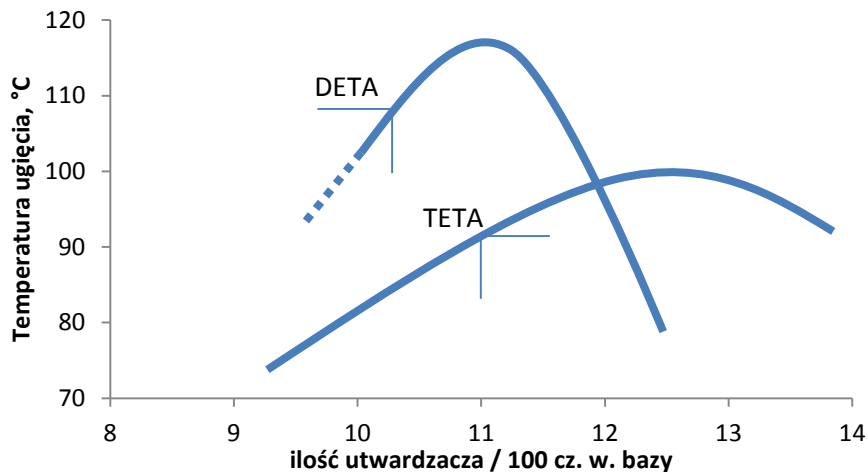
Rys. 1. Wykres nośności klejowego połączenia zakładkowego P od ilości utwardzacza PAC na 100 cz. w. żywicy Epidian57, z zaznaczonym, zalecanym stosunkiem stechiometrycznym składowych [6]



Rys. 2. Wykres wytrzymałości na ścinanie R_t połączenia zakładkowego od ilości utwardzacza na 100 cz. w. kleju Belzona 1221, z zaznaczonym, zalecanym stosunkiem stechiometrycznym składowych [6]

Na rysunku 3 przedstawiono wyniki badań dotyczących temperatury ugięcia pod obciążeniem próbek klejów wykonanych w innej niż zalecana proporcji żywicy do utwardzacza. Pomiar polegał na obciążaniu próbki stałą siłą i rejestracji odkształcenia w warunkach różnej temperatury badania. Z prezentowanych wyników badań wynika, że parametry odporności cieplnej kleju epoksydowego są zależne od składu kompozycji, tj. ilości utwardzacza.

Widoczne jest również zwiększanie odporności cieplnej przez zwiększenie udziału utwardzacza w masie klejowej do osiągnięcia pewnej wartości maksymalnej a następnie pogarszanie właściwości cieplnych kleju.



Rys. 3. Wpływ stężenia utwardzaczy na bazie DETA i TETA na temperaturę ugięcia cieplnego utwardzonej żywicy DGEBA [5]

Badania mające na celu wyznaczenie optymalnej (zgodnie z założonymi kryteriami) proporcji żywicy i utwardzacza w przygotowywanej masie klejowej mają z zasady charakter eksperymentalny, a nie obliczeniowy. Mimo, że przeprowadzenie analizy stechiometrycznej może dać odpowiedź na pytanie o bilans cząsteczek w reakcji, a co za tym idzie właściwe stężenia reagentów, wartości uzyskane tą drogą stanowią zazwyczaj jedynie punkt odniesienia do właściwej analizy eksperymentalnej [9,10]. W przypadku klejów epoksydowych część utwardzaczy poza typową polimeryzacją w wyniku reakcji składowych, jednocześnie katalizuje reakcję polimeryzacji grup epoksydowych między sobą, co zmniejsza udział tych grup w reakcji z utwardzaczem i pozwala na stosowanie ilości utwardzacza mniejszej niż obliczona stechiometrycznie. I tak np. optymalną ilość utwardzaczy na bazie bezwodników kwasowych szacuje się na 85–95% stosunku stechiometrycznego [11,12].

Kleje epoksydowe mogą być utwardzane za pomocą poliamidu kwasu tłuszczowego o długim łańcuchu, powstałego w reakcji dwuzasadowego kwasu organicznego stosowanego do polikondensacji ze stechiometrycznie nadwyżkowymi ilościami etylenodiaminy lub dietylenotriaminy, na skutek czego powstają amidy posiadają wolne grupy aminowe. Taki układ żywicy i utwardzacza nie wymaga precyzyjnego stosunku składowych, a odmierzanie może być przeprowadzane wizualnie – tak by osiągnąć ilości składników zbliżone do zalecanych [13,14].

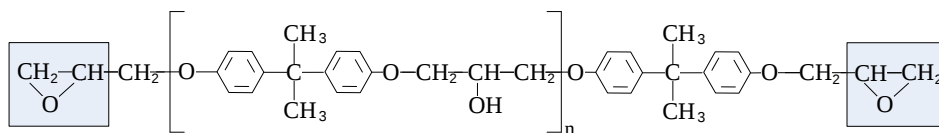
Utwardzanie specyficznych materiałów niesie za sobą ryzyko utraty pewnej ilości żywicy epoksydowej w masie klejowej, wykonanej wstępnie w założonej stechiometrycznej wartości stosunku masy utwardzacza do żywicy. Dzieje się tak na skutek zjawiska adsorpcji, tj. fizycznej koncentracji i wiązania się cząsteczek na powierzchni aktywnej [15,16]. Sytuacja taka może dotyczyć np. porowatej struktury włókna szklanego utwardzanego układem: żywica epoksydowa – poliamina polietylenu, gdzie zjawisko to powoduje zaburzenie proporcji, a pozostały nadmiar utwardzacza zaczyna pełnić rolę plastyfikatora [17]. Wobec tego planowanie wykorzystania kleju dwuskładnikowego musi być poprzedzone analizą rodzaju łączonych powierzchni z uwzględnieniem możliwości wystąpienia opisanego wyżej oddziaływania.

Na wytrzymałość połączenia wpływa również niedoklejenie. Przyczyną jego powstawania może być np. mieszanie ze zbyt dużą prędkością lub zbyt dużej objętości kleju jednocześnie, co będzie skutkować powstawaniem w objętości przygotowywanego kleju pęcherzyków powietrza, które będą następnie „spieniać” klej w trakcie utwardzania (zwłaszcza w podwyższonej temperaturze). Porowata struktura kleju w strefie połączenia może prowadzić do miejscowych niedoklejeń (błędów adhezyjnych) oraz do zmniejszenia parametrów kohezyjnych kleju. W rezultacie takie połączenia będą znacznie osłabione w stosunku do połączeń wykonanych prawidłowo. Skutkom takich niejednorodności kleju można zapobiegać np. poprzez odgazowywanie próżniowe lub odwirowywanie kleju w wirówkach [5]. Niedoklejenia mogą powstawać również na skutek obecności fizycznych wtrąceń w kleju, np. zanieczyszczeń.

Często stosowanym określeniem „kleje epoksydowe” opisuje się wiele kompozycji zbudowanych w oparciu o różne żywice epoksydowe. Najczęściej jest to DGEBA – eter diglicydowy bisfenolu A, inna nazwa: eter diglicydowy dianu – żywica o średniej masie cząsteczkowej 180–200 [18]. Jednym z krajowych produktów na bazie żywic epoksydowych jest Epidian. Epidiany są czystymi dianowymi żywicami epoksydowymi – nie zawierającymi rozpuszczalników, rozcieńczalników, wypełniaczy i innych dodatków. W zależności od stosunków molowych substratów reakcji (epichlorohydryny, dianu) i warunków kondensacji otrzymywane są Epidiany różniące się między sobą wielkością cząsteczki, ilością grup epoksydowych i hydroksylowych:

- Epidian 1, Epidian 2 – żywice średnicząsteczkowe w postaci stałej, o niskiej temperaturze mięknięcia,
- Epidian 3, Epidian 4, Epidian 5, Epidian 6 – żywice małowcząsteczkowe w postaci lepkich cieczy,
- Epidian 010, Epidian 011, Epidian 011A, Epidian 012, Epidian 013, Epidian 014, Epidian 016 – żywice wielkowcząsteczkowe w postaci stałej, o wysokiej temperaturze mięknięcia [19].

Stan skupienia żywicy zależy od ilości merów n (rys. 4). Dla $n \leq 2$ żywica jest cieczą.



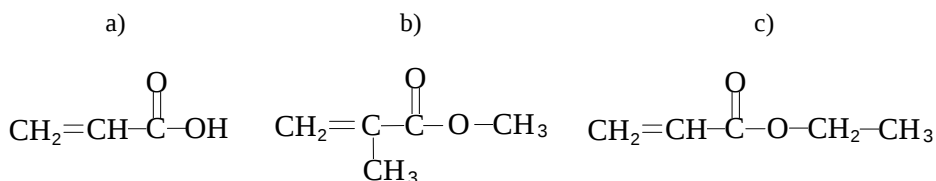
Rys. 4. Częsteczka żywicy epoksydowej z zaznaczonymi grupami epoksydowymi [20]

Bazami żywic epoksydowych są również m.in. epoksydowane żywice nowolakowe (fenolowo-formaldehydowe) [21], żywice cykloalifatyczne czy fluoryzowane żywice epoksydowe [22] i inne zbudowane na bazie epoksydów [2].

Żywice epoksydowe poddawane są również uzdatnianiu. Poprzez addycję określonych związków można uzyskać zamierzone właściwości żywicy, a co za tym idzie całej kompozycji klejowej i wykonywanego przy jej wykorzystaniu połączenia klejowego. Kleje epoksydowe uzupełnia się o nitryle, fenole, nylony, żywice polisiarczkowe, uretany z bocznymi grupami epoksydowymi czy np. zmiękczaczy kompozycję klejową regenerat gumowy odzyskany z recyklingowanych opon samochodowych [23]. Modyfikacja żywicy epoksydowej kauczukiem akrylonitrylowym uelastycznia żywice i dodatkowo wzmacnia wytrzymałość połączenia klejowego wykonanego z jej wykorzystaniem. Dodatek żywic fenolowych podnosi próg temperatury do której klej zachowuje wytrzymałość. Zastosowanie oligomeru poliuretanowego zwiększa parametry udarnościowe [24], podobnie jak modyfikacja poliestrami arylenowymi [25]. Inne dodatki wzmacniają odporność na otoczenie agresywne chemicznie, umożliwiając adhezję do materiałów trudnosklejalnych. Poza powyższymi, podstawowymi, nieprzetworzonymi żywicami Epidian, wytwarzane są więc ponadto żywice przetworzone, dedykowane konkretnym zastosowaniom. Pośród nich znajdują się żywice wykorzystywane do produkcji klejów, lakierów, powłok chemoodpornych itd. Typowymi żywicami przetworzonymi, będącymi bazą do wykonywania klejów epoksydowych są: Epidian 52, Epidian 53, Epidian 57, Epidian 62 i inne.

Właściwości klejów zbudowanych w oparciu o ww. żywice epoksydowe zależą również od zastosowanego utwardzacza. Wybór utwardzacza wiąże się między innymi z warunkami w jakich kompozycja klejowa będzie się ustalać, tj.: czasem i temperaturą procesu oraz proporcją w jakiej żywica będzie łączona z utwardzaczem. Najczęściej stosowanymi utwardzaczami są poliamidy (dicyjanodiamid, poliaminoamid), poliaminy (dietylenotriamina DETA, trietylenoamina, trimetylenoamina, trietylenotetraamina TETA), bezwodniki kwasu metylo-5-norborneno-2,3-dikarboksylowego, silne kwasy i zasady (np. mone-tyloamina trichlorku boru), imidazole, tiole [2, 26].

Poza żywicami epoksydowymi jako kleje wykorzystuje się również żywice o innym bazowym składzie chemicznym. Należą do nich: syntetyczne żywice formaldehydowo-rezynowe (klejenie drewna, celulozy, materiałów polimerowych) utwardzane egzotermicznie proszkowanym paraformaldehidem, żywice melaminowe i mocznikowe (np. do produkcji sklejek), żywice fenolowe (drewno, papier ścierny i inne materiały – po zastosowaniu dodatków podobnie jak przy klejach epoksydowych). Dużą grupę stanowią żywice poliestrowe nienasycone. Jedną z postaci poliuretanów są kleje w których w celu utwardzenia zachodzi reakcja chemiczna między prepolimerową bazą izocyjankową a utwardzaczem aminowym. Kleje silikonowe są grupą klejów, których jedną z form utwardzania jest połączenie oddzielnie przechowywanych składników. W utwardzaniu biorą również udział katalizatory – najczęściej: oktanian cyny lub dikaprynian dibutylocyny. Woda niezbędna w procesie polimeryzacji kleju zawarta jest w jednym ze składników. Umożliwia to utwardzanie większych objętości kleju bez zmniejszenia tempa postępu reakcji na skutek niedoboru wody, np. z powodu niskiej wilgotności powietrza [2]. W postaci dwuskładnikowej występują również kleje akrylowe. Ich budowa chemiczna opiera się o kwas akrylowy. Kleje to najczęściej mieszaniny kopolimerów akrylowych: metakrylanu metylu, akrylanu metylu, akrylanu etylu, itd. (rys. 5).



Rys. 5. Kleje akrylowe a) kwas akrylowy, b) kopolimer akrylu – metakrylan metylu, c) akrylan etylu [27]

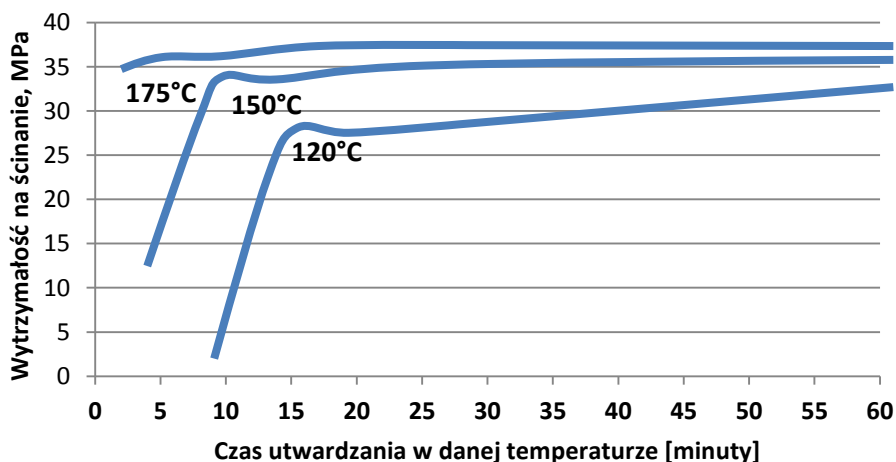
Kleje akrylowe utwardza się najczęściej z wykorzystaniem nadtlenu benzoilu i amin trzeciorzędowych (np. N,N-dimetyloaniliny). Cechą wyróżniającą wybrane kompozycje akrylowe jest to, że są szczególnie odporne na zanieczyszczenie powierzchni. Zanieczyszczenia olejowe rozpraszają się w polimerze i działają jak plastyfikator [2].

2.2. Utwardzanie przez ogrzewanie

Ciepło w przypadku klejów dwuskładnikowych może być wykorzystywane jako przyspieszacz utwardzania kompozycji klejowej i wpływać na zwiększenie końcowej wytrzymałości połączeń. Dla części klejów ciepło wykorzystywane jest jednak jako inicjator reakcji utwardzania dla klejów, gdy utwardzacz znajduje się bezpośrednio w masie klejowej. Typowym klejem utwardzanym ciepłem jest jednoskładnikowa kompozycja żywicy epoksydowej. Najczęściej

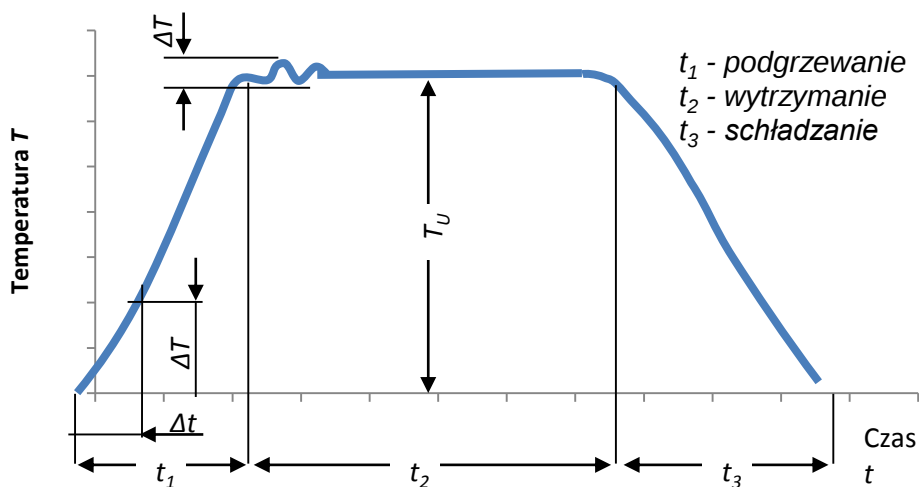
utwardzaczem jest dicyjanodiamid (DCD) – dimer cyjanamidu, substancja w postaci stałej, sproszkowana, dodawana do żywicy w ilości kilku części wagowych na 100 cz. wagowych kleju epoksydowego. W podobnej postaci występuje wiele innych rodzajów klejów (kleje poliuretanowe, poliimidowe, fenolowe i inne) [2]. Kleje te często utwardzane są również innymi sposobami, między innymi w warunkach inicjacji procesu utwardzania przez wilgoć.

Proces utwardzania poprzez ogrzewanie masy klejowej pozwala na uzyskiwanie różnych właściwości wytrzymałościowych połączenia. Na rysunku 6 przedstawiono wykresy zależności wytrzymałości końcowej połączenia od czasu i temperatury wygrzewania podawane w kartach danych technicznych kleju. Wynika z nich, że wraz ze wzrostem temperatury utwardzania wzrasta wytrzymałość połączenia, przy jednocześnie krótszym czasie utwardzania. Powodem takiego zachowania kleju epoksydowego jest to, że w cząsteczce żywicy epoksydowej (Rys. 4) podwyższona temperatura zwiększa jej funkcjonalność. Reakcja chemiczna między grupą epoksydową a grupą hydroksylową zachodzi wolniej w temperaturze niższej. Powodem tego jest brak możliwości wejścia w dalszą reakcję z drugim łańcuchem epoksydowym tzw. grupy diepoksydowej powstałej w reakcji aminowego utwardzacza z grupą epoksydową [5]. Zastosowanie podwyższonej temperatury doprowadza do sytuacji, w której ta sama cząsteczka z teoretycznie dwufunkcyjnej staje się czterofunkcyjną a wzrost temperatury umożliwia zwiększanie tempa postępu reakcji.



Rys. 6. Przykładowe parametry utwardzania ciepłem kleju Hysol 9502 i wytrzymałość końcowego połączenia klejowego badana w temp. otoczenia na miękkiej stali oczyszczonej strumieniowo ściernie (GBMS) [28]

Proces ogrzewania połączenia klejowego w celu utwardzenia masy klejowej przez wymianę ciepła może być realizowany poprzez: przewodzenie (przekazywanie energii wewnętrznej na skutek bezpośredniego kontaktu między ciałami), konwekcję (przewodzenie ciepła w płynach – swobodne, tj. pod wpływem działania zewnętrznych sił masowych na części płynu o różnych temperaturach, lub wymuszone – przez pompę, sprężarkę, dmuchawę, mieszadło) i radiacyjną wymianę ciepła (bezkontaktowa wymiana ciepła poprzez promieniowanie) [29, 30, 31]. Na rysunku 7 przedstawiono przykładowy wykres trójetapowego cyklu cieplnego utwardzania połączenia klejowego [32].



Rys. 7. Cykl utwardzania na gorąco spoiny klejowej [32]

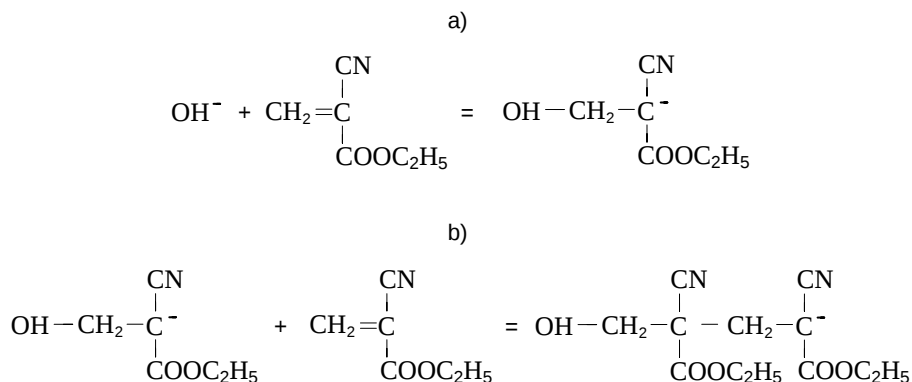
Jak wynika z prezentowanego wykresu – czas stabilizowania temperatury wygrzewania został wliczony w czas dogrzewania. Podkreślić należy, że temperatura przedstawiona na wykresie dotyczy warstwy spoiny klejowej, wobec czego, jeśli to technologicznie możliwe, należy pamiętać o kontroli temperatury w strefie złącza, a nie tylko w przestrzeni komory cieplnej.

2.3. Inne sposoby utwardzania

Poza wyżej opisanymi metodami konstituowania połączenia klejowego istnieją również kompozycje, w których reakcja utwardzania masy klejowej zachodzi na skutek innych reakcji chemicznych lub zjawisk fizycznych. W związku z tym połączenia klejowe mogą wymagać innych warunków w których będą wykonywane oraz operacji jakim będą poddawane. Pośród tych metod, najważniejsze to:

- utwardzanie na skutek reakcji anionowej,
- utwardzanie w reakcji z wodą,
- utwardzanie pod wpływem działania fal światła UV,
- utwardzanie na skutek reakcji anaerobowej,
- utwardzanie przez odparowanie rozpuszczalnika,
- utwardzanie klejów termotopliwych.

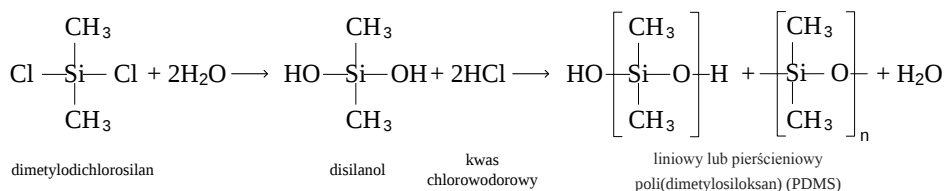
Reakcja anionowa utwardzania jest inicjowana przez jony wodorotlenkowe w postaci wilgoci w powietrzu, które neutralizują stabilizator. Jony wodorotlenkowe reagując następnie z klejem tworzą aniony karbonowe polimeryzujące wzajemnie ze sobą (Rys. 8) [33]. Proces utwardzania zachodzi bardzo szybko, w czasie nawet kilku sekund. Niedobór wilgoci w powietrzu może jednak zmniejszać prędkość utwardzania, a w skrajnych przypadkach również i końcową wytrzymałość połączenia [34]. Do tej grupy klejów należą kleje cyjanoakrylowe opierające się głównie na dwóch substancjach: cyjanoakrylu metylowym (kleje do metali) i cyjanoakrylu etylowym (kleje do gumy i tworzyw polimerowych). Poza metylem i etylem w produkcji wykorzystywane są również inne estry: n-butyl $\text{CH}_3(\text{CH}_2)_3$, allyl $\text{CH}_2=\text{CHCH}_2$, alkoksyetyle: β -metoksyetylen $\text{CH}_3\text{OCH}_2\text{CH}_2$ i β -etoksyetylen $\text{CH}_3\text{CH}_2\text{OCH}_2\text{CH}_2$ [35].



Rys. 8. Mechanizm powstawania połączenia klejów na bazie cyjanoakrylu etylowego:
a) inicjacja, b) propagacja [33]

Kleje utwardzane na skutek reakcji anionowej wymagają jonów wodorotlenkowych do inicjacji reakcji utwardzania. Woda może być natomiast niezbędna do utwardzania pewnych kompozycji klejowych w charakterze składnika wymaganego w stężeniu stechiometrycznym przy reakcji polimeryzacji. W grupie tej znajdują się zasadniczo dwa rodzaje klejów: kleje silikonowe i poliuretanowe. Kleje silikonowe są polikondensowanymi siloksanami (polimerami krzemooorganicznymi). Bazę dla żywic stanowią najczęściej: metylo-trichlorosilan, dimetylo-dichlorosilan, metylofenylo-dichlo-

rosilan, difenyldichlorosilan i fenylotrichlorosilan. Typowymi katalizatorami utwardzania żywic silikonowych są etanolamina, trifenoksylany lub tributoksylany [20]. Na rysunku 9 przedstawiono schematycznie przykładową reakcję polimeryzacji siloksanów. Jak wynika z zapisu reakcji jednym z produktów ubocznych jest kwas chlorowodorowy (solny). Mogą to być również inne kwasy (najczęściej octowy). Ten i inne produkty uboczne (np. zasadowe aminy) mogą utleniać powierzchnie metali, stąd w przypadku np. miedzi czy mosiądzu, gdzie szybko zachodzące procesy korozyjne mogłyby redukować przyczepność kleju, a w rezultacie wytrzymałość połączenia, stosuje się specjalne kompozycje silikonów w których produktem ubocznym są związki neutralne, np. metanol [2]. Ilość jonów wodorotlenkowych w powietrzu ma podobny wpływ na całkowity czas sieciowania – podobnie jak w przypadku klejów cyjanoakrylowych.

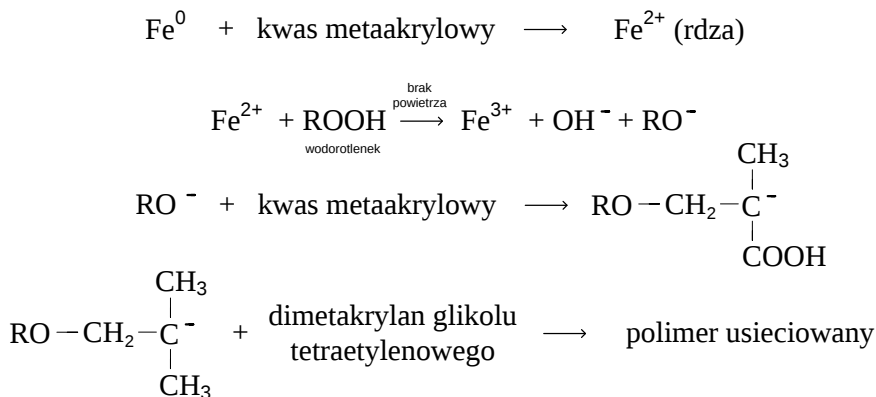


Rys. 9. Przykładowy schemat reakcji polimeryzacji kondensacyjnej siloksanów [36]

Kolejną metodą wykonywania połączeń klejowych jest utwardzanie klejów pod wpływem działania fal światła UV, tj. fal o długości z zakresu 100–400nm. Czas utwardzania jest funkcją natężenia i długości fal światła UV, wobec czego źródła promieniowania musi być dobrane do danego kleju. Proces naświetlania połączenia klejowego może być przeprowadzany dwojako: w oparciu o punktową ekspozycję na skupioną wiązkę promieniowania, bądź poprzez tzw. „zalewaniem światłem” w tunelach UV [37, 38]. Promieniowanie UV powoduje rozszczepianie fotoinicjatorów wrażliwych na określoną długość fali. W zależności od mechanizmu utwardzania, polimeryzacja trwa tak długo jak klej poddany jest działaniu światła UV. Sposób ten polega na polimeryzacji wolnorodnikowej, tj. np. w przypadku klejów akrylowych, promieniowanie wytwarza wolne rodniki pozwalające na kontynuację polimeryzacji kleju. Istnieją również kleje, które po pierwotnym zainicjowaniu sieciują się w sposób ciągły nawet bez dalszej obecności promieniowania UV. W przypadku np. klejów epoksydowych zachodzi wówczas polimeryzacja kationowa polegająca na wytworzeniu na skutek przyłączenia protonu H^+ reaktywnych monomerów – karbokationów [12]. Mała przenikalność światła UV przez łączone elementy lub geometrycznie skomplikowana budowa łączonych części, mogą skutkować brakiem dostępu światła UV do całej objętości kleju. Dlatego opracowano kompozycje klejowe posiadające wtórne mechanizmy pozwalające na

utwardzenie kleju w przestrzeniach nieobjętych światłem UV poprzez: utwardzanie anaerobowe, utwardzanie na gorąco, utwardzanie inicjowane przez wilgoć z powietrza oraz poprzez wykorzystanie aktywatora. Utwardzanie mechanizmów wtórnych jest jednak z reguły znacznie wolniejsze niż utwardzanie na skutek światła UV [2].

Kleje mogą być również utwardzane w wyniku reakcji anaerobowej. Reakcja polimeryzacji inicjowana jest wówczas zazwyczaj przez wodoronadtlenki [39] i zachodzi w warunkach zaniku dostępu do tlenu atmosferycznego w szczelinie połączenia (z łaciny: an – przedrostek „bez”, aer – powietrze). Proces jest inicjowany przez kontakt z powierzchniami metalowymi, które działają jak katalizator. Pozbawienie kontaktu z tlenem powoduje, że nadtlene występujące w kleju, w kontakcie z jonami metalu stają się wolnymi rodnikami, które to z kolei rozpoczynają formowanie łańcuchów polimerowych. Schematycznie przykładową reakcję anaerobową przedstawiono na rysunku 10.



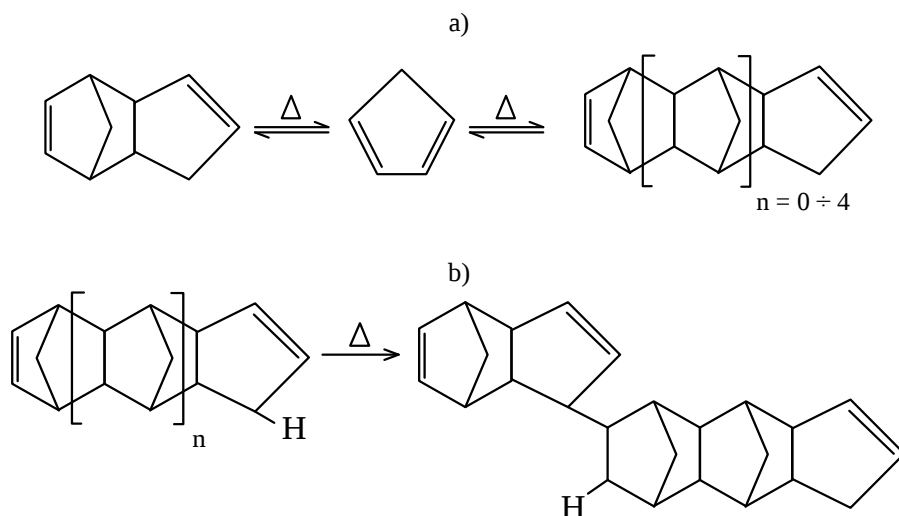
Rys. 10. Przykładowy mechanizm utwardzania anaerobowego [2]

W tej grupie klejów znajdują się przede wszystkim kompozycje zbudowane na bazie monomerów funkcjonalnych kwasu metakrylowego. W przypadku łączenia materiałów pasywnych (np. aluminium, stal nierdzewna, cynk, cyna, nikiel) konieczne jest zastosowanie aktywatora wspomagającego proces polimeryzacji klejów anaerobowych. Zastosowanie dodatkowych aktywatorów lub dogrzewania umożliwia łączenie materiałów uważanych za trudnosklejalne takich jak PP i PE. Dodatkowym efektem stosowania aktywatora jest kilku lub nawet kilkunastokrotne skrócenie czasu polimeryzacji. Brak dostępu powietrza jest kluczowym czynnikiem w procesie utwardzania spoiny, stąd bardzo ważne jest zapewnienie warunków sprzyjających zajściu reakcji chemicznych.

Część kompozycji klejowych występuje w postaci roztworów, utwardzanych na skutek odparowania nośnika lub jego absorpcję przez porowate lub wchłaniające powierzchnie klejone. Rozpuszczalnikiem najczęściej jest woda,

natomiast funkcję kleju spełniają różne związki chemiczne: polimery kauczukowe, związki akrylu, silikon, polimery winylowe, itd. Typowymi rozpuszczalnikami dla klejów kauczukowych są węglowodory pochodne ropy naftowej, węglowodory aromatyczne (np. toluen), nasycone tlenem ketony lub estry, rozpuszczalniki chlorowane (wyróżniające się niepalnością) [40]. Funkcją rozpuszczalnika jest obniżenie lepkości kleju, a przez to umożliwienie skuteczniejszego zwilżania powierzchni przygotowanych do łączenia. Ze względu na technologię wykonania połączenia klejami rozpuszczalnikowymi wyróżnia się spośród nich 4 grupy: kleje kontaktowe, kleje przylepcowe, kleje reaktywne oraz kleje rozpuszczalnikowe żywiczne [2].

Kolejną metodę utwardzania klejów reprezentują kleje termotopliwe, наносzone w postaci roztopionej, które utwardzają się stygnąc. Na rysunku 11 przedstawiono przykładową reakcję polimeryzacji, odwracalną pod wpływem zmian temperatury.



**Rys. 11. Oligomeryzacja dicyklopentadienu pod wpływem ciepła:
a) oligomeryzacja Dielsa-Aldera, b) polimeryzacja wielorodnikowa [41]**

Pośród klejów tej grupy znajdują się m.in.: poliolefiny (polietylen LD, olefiny ataktyczne), kopolimery etylenowe (tworzywo EVA, EnBA), kopolimery styrenowe (SBC, SBS, SIS, SEBS, SEPS), a także kompozycje modyfikowane zawierające w swym składzie: poliuretany lub akryle [41]. Kleje te różnią się od parametrami temperatury zmiękczenia, adhezją w kierunku różnych materiałów oraz właściwościami użytkowymi wykonanego połączenia takimi jak: odporność na zmiany temperatury, elastyczność, odporność na czynniki zewnętrzne, np. działanie wody.

3. PODSUMOWANIE

Duża liczba istniejących na rynku kompozycji klejowych, często bardzo zróżnicowanych chemicznie i posiadających różne właściwości fizyczne, wymaga od zarówno konstruktorów jak i technologów znajomości sposobów ich utwardzania. Wiąże się to z koniecznością odpowiedniego zaprojektowania połączenia wraz z wymogami koniecznymi do spełnienia na etapie technologii produkcji, np. zaplanowanie stanowiska do dogrzewania połączenia lub doświetlania światłem UV. Wiąże się to również z odpowiednim zaprojektowaniem geometrycznym takiego połączenia, tj. np. umożliwieniem dostępu powietrza do strefy połączenia w celu odparowania rozpuszczalnika lub w celu inicjacji utwardzania na skutek obecności wody w powietrzu. Wiedza ta jest niezbędna i konieczna do prawidłowego zaprojektowania i wykonania wytrzymałego i trwałego połączenia klejowego.

LITERATURA

- [1] PN-EN 923:2006E – Kleje – Terminy i definicje.
- [2] PETRIE E.M.: *Handbook of Adhesives & Sealants*. Wydanie pierwsze (red.), McGraw-Hill Professional, 1999.
- [3] ASTM Standard D907: *Standard Terminology of Adhesives*.
- [4] KNEAFSEY B.: *Structural Adhesives*. [in:] Packham D. (red.): *Handbook of Adhesion*, Chichester, John Wiley & Sons, Ltd, 2005, pp. 505–508.
- [5] PETRIE E.M.: *Epoxy Adhesive Formulations*, McGraw-Hill Professional, 2006.
- [6] GODZIMIRSKI J.: *Wytrzymałość doraźna konstrukcyjnych połączeń klejowych*, Warszawa: WNT, 2002.
- [7] KUCZMASZEWSKI J., *Fundamentals of metal-metal adhesive joint design*, Lublin: Lublin University of Technology, 2004.
- [8] SHIELDS J.: *Adhesives Handbook*, Wydanie trzecie (red.), Londyn: Newnes-Butterworth, 1983.
- [9] CZUB P., BOŃCZA-TOMASZEWSKI Z., PENCZEK P. I PIELICHOWSKI J.: *Chemia i technologia żywic epoksydowych*, Wyd. czwarte zmienione (red.), Warszawa: WNT, 2002.
- [10] BISHOPP J.: *Epoxide adhesives: curatives*. [in:] Packham D. (red.): *Handbook of Adhesion*, Chichester, John Wiley & Sons, Ltd, 2005, pp. 150–155.
- [11] NICHOLSON J.W.: *Chemia Polimerów*, Warszawa: WNT, 1996.
- [12] PIELICHOWSKI J., PUSZYŃSKI A.: *Chemia Polimerów*, Kraków: TEZA, 2004.
- [13] CHANDA M., ROY S.K.: *Industrial Polymers, Specialty Polymers, and Their Applications*, CRC Press, 2009.
- [14] RUDAWSKA A., CZARNOTA M.: *Selected aspects of epoxy adhesive compositions curing process*. JOURNAL OF ADHESION SCIENCE AND TECHNOLOGY, tom 27, nr 13, pp. 1933–1950, 2013.
- [15] VESOLOVSKI R., KESTELMAN V.: *Adhesion of Polymers*, McGraw-Hill Professional, 2001.
- [16] KREITH F. (red.): *Mechanical Engineering Handbook*, CRC Press LLC, 1999.
- [17] LIPATOV Y.S.: *Polymer Reinforcement*, Ontario: ChemTec Publishing, 1995.
- [18] Association of Plastics Manufacturers: *Bisphenol A and Material Benefits – Fact Sheet Material Benefits*, PlasticsEurope, 2011.

- [19] DOMAŃSKI W.: *Dianowe żywice epoksydowe – zagrożenia czynnikami chemicznymi*. Bezpieczeństwo Pracy, nr 9, pp. 16–20, 9 2004.
- [20] SZLEZYNGIER W.: *Tworzywa Sztuczne*, Rzeszów: Fosze, 1998.
- [21] The Dow Chemical Company: *Dow Epoxy Novolac Resins: High-Temperature. High Performance Epoxy Resins*, 1998.
- [22] YAN Z., LIU W., GAO N., SUN Y., CHEN H.: *Surface properties of the epoxy resin modified by a novel functional fluorinated oligomer*. Iranian Polymer Journal, tom 10, nr 21, pp. 721–730, 2012.
- [23] GERACE M.: *Surface Activated Rubber Particles Improve Structural Adhesives*. Adhesives Age, nr 12, 1995.
- [24] PAWELEC Z., DASIEWICZ J.: *Oligomery Poliuretanowe Jako Modyfikatory Właściwości Ślizgowych Kompozytów Polimerowych*. Tribologia, nr 6, pp. 91–103, 2006.
- [25] YANG J.: *Modification Of Epoxy Resins With Functional Hyperbranched Poly(Arlene Ester)s*. Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, 1998.
- [26] ROBERTS J.D., CASERIO M.C.: *Basic Principles of Organic Chemistry*, Second Edition red., Benjamin W.A., Inc., 1977.
- [27] BORTEL E.: *Wprowadzenie do chemii polimerów*. Kraków: Uniwersytet Jagielloński, 1994.
- [28] Loctite Research: *Development & Engineering*, „Arkusze Danych Technicznych: Hysol, Dublin.
- [29] HAUSER J.: *Elektrotechnika. Podstawy elektrotermii i techniki świetlnej*. Poznań: Politechnika Poznańska, 2006.
- [30] HERING M.: *Podstawy elektrotermii. Część 2.*, Warszawa: WNT, 1998.
- [31] WIŚNIEWSKI S., WIŚNIEWSKI T.: *Wymiana Ciepła*, Warszawa: WNT, 2000.
- [32] CZAPLICKI J., ĆWIKLIŃSKI J., GODZIMIRSKI J., KONAR P.: *Klejenie Tworzyw Konstrukcyjnych*, Warszawa: WKŁ, 1987.
- [33] COMYN J.: *Moisture Cure of Adhesives and Sealants*, International Journal of Adhesion and Adhesives, pp. 247–253, 1998.
- [34] A Henkel Company: *Loctite Worldwide Design Handbook*, Monachium: Loctite, 1998.
- [35] GUTHRIE J.: *Alkyl-2-cyanoacrylates*. [in:] Packham D. (red.): *Handbook of Adhesion*, Chichester, John Wiley & Sons, Ltd, 2005, pp. 42–44.
- [36] The Dow Chemical Company: *Silicone Chemistry Overview*. Dow Corning Company, 1997.
- [37] HARPER C. A. (red.): *Modern Plastics Handbook*. McGraw-Hill, 2000.
- [38] SZYPULSKI G.: *Kleje i Lakiery UV w Elektronice*, http://amb.pl/pubWiecej_192/Kleje_i_lakiery_UV_w_elektronice.html [data dostępu: 17.01.2014].
- [39] MELODY D. P.: *Anaerobic adhesives*. [in:] Packham D. (red.): *Handbook of Adhesion*, Chichester, John Wiley & Sons, Ltd, 2005, pp. 44–47.
- [40] PRITCHARD J.: *Solvent-based adhesives*. [in:] Packham D. (red.): *Handbook of Adhesion*, Chichester, John Wiley & Sons, Ltd, 2005, pp. 481–483.
- [41] PAUL C. W.: *Hot melt adhesives*. [in:] *Adhesion Science And Engineering – 2: Surfaces, Chemistry And Applications*, Elsevier, 2002, pp. 711–757.