

Czasopismo Naukowo-Techniczne
Wydziału Inżynierii Mechanicznej
Uniwersytetu Technologiczno-Przyrodniczego w Bydgoszczy

Scientific-Technical Journal of
Mechanical Engineering Faculty of
UTP University of Science and Technology in Bydgoszcz



POSTĘPY W INŻYNIERII MECHANICZNEJ

DEVELOPMENTS
IN MECHANICAL
ENGINEERING

9(5)

2017

Wydawnictwa Uczelniane
Uniwersytetu Technologiczno-Przyrodniczego
w Bydgoszczy



ZESPÓŁ REDAKCYJNY EDITORIAL BOARD

Przewodniczący (redaktor naczelny) – Editor-in-chief – Stanisław MROZIŃSKI

Redaktorzy Działowi – Branch editors:

Eksplatacja Maszyn <i>Machine Operating and Maintenance</i>	Bogdan LANDOWSKI
Inżynieria Biomedyczna <i>Biomedical Engineering</i>	Adam MAZURKIEWICZ
Inżynieria Produkcji <i>Production Engineering</i>	Marek SZCZUTKOWSKI
Mechanika i Konstrukcja Maszyn <i>Mechanics and Machinery Design</i>	Janusz ZACHWIEJA
Maszyny i urządzenia energetyczne <i>Machines and energetic devices</i>	Marcin ZASTEMPOWSKI
Transport – <i>Transport</i>	Marcin ŁUKASIEWICZ
Sekretarz Zespołu – Executive secretary	Sylwester WAWRZYŃIAK

MIĘDZYNARODOWA RADA PROGRAMOWA INTERNATIONAL PROGRAMME COMMITTEE

Bogdan ŻÓLTOWSKI – **przewodniczący – chairman** (PL – UTP)

Maria ČZARNOGURSKÁ (SK)	Edmund DULCET (PL – UTP)
Jurek DUSZCZYK (NL)	Friedrich FRANEK (A)
Andrzej GOŁĄBCZAK (PL – PL)	Henryk HOLKA (PL – UTP)
Lidia ILIEVA-MITUTSOVA (BG)	Marian JANCZAREK (PL – PL)
Tomasz KICZKOWIAK (PL – PKo.)	Tomasz LIPIŃSKI (PL – UWM)
Ivan OBORSKI (Uk)	Dariusz OZIMINA (PL – PŚw.)
Manfred PAHL (D)	Kazimierz PESZYŃSKI (PL – UTP)
Jindřich PETRUŠKA (CZ)	Raj B.K.N. RAO (GB)
Marian SZCZEREK (PL – ITE PIB)	Vasily S. SHEVCHENKO (BL)
	Zdeněk TRÁVNÍČEK (CZ)

Opracowanie redakcyjne i techniczne – mgr Michał Górecki, mgr Patrycja Fereni-Morzyńska

Projekt okładki – mgr inż. Daniel Morzyński

© Copyright

Wydawnictwa Uczelniane Uniwersytetu Technologiczno-Przyrodniczego, Bydgoszcz 2017

Utwór w całości ani we fragmentach nie może być powielany ani rozpowszechniany za pomocą urządzeń elektronicznych, mechanicznych, kopiujących, nagrywających i innych bez pisemnej zgody posiadacza praw autorskich.

Praca powstała przy wsparciu projektu „Realizacja II etapu regionalnego Centrum Innowacyjności” współfinansowanego ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego w ramach Regionalnego Programu Operacyjnego Województwa Kujawsko-Pomorskiego na lata 2007-2013

ISSN 2300-3383

Wydawnictwa Uczelniane Uniwersytetu Technologiczno-Przyrodniczego
Redaktor Naczelny: prof. dr hab. inż. Józef Flizikowski
ul. ks. A. Kordeckiego 20, 85-225 Bydgoszcz, tel. 52 3749482, 52 3749426
e-mail: wydawucz@utp.edu.pl <http://www.wu.utp.edu.pl>
Wyd. I. Nakład 40 egz. Ark. aut. 4,7. Ark. druk. 5,8.
Zakład Małej Poligrafii UTP Bydgoszcz, ul. ks. A. Kordeckiego 20

SPIS TREŚCI
CONTENTS

Stanisław Borkowski, Krzysztof Nowak Wpływ badań wibrodiagnostycznych wentylatorów słodowni na poprawę wskaźników kompleksowego utrzymania maszyn 5 The impact of vibrodiagnostics of fans in a malthouse on the improvement of indicators for total productive maintenance	5
Małgorzata Grabowska, Jarosław Mikołajczyk Zastosowanie tomografii komputerowej CAT w inżynierii materiałowej ... 15 Application of CAT scanning for materials engineering	15
Paweł Maćkowiak, Dominika Płaczek, Agnieszka Sołtysiak Metody wyznaczania modułu Kirchhoffa i współczynnika Poissona dla tworzyw adhezyjnych 27 Methods for determination of adhesives's shear modulus and response to shear stress	27
Emil Smyk, Dariusz Mroziak, Łukasz Olszewski Symulacja strat miejscowych w łuku o przekroju okrągłym 45 Simulation of minor loss coefficient in bend with circular cross-section	45
Oleh Synyuk, Oleh Polishchuk, Tomasz Kałaczyński Reduction of electricity expenditure of the roller device for the recycling of polymeric materials by optimization of parameters 53 Zmniejszenie wydatków energii elektrycznej urządzenia rolkowego do recyklingu materiałów polimerowych przez optymalizację parametrów	53
Tomasz Szyńska, Tomasz Paczkowski Funkcje postprocesora w technologii programowania obrabiarek sterowanych numerycznie 69 Postprocessor features in numerical manufacturing programming technologies	69
Tomasz Szyńska, Tomasz Paczkowski, Cezary Forjas Analiza wyników badań zużycia frezu kulowego podczas pięcioosiowej obróbki powierzchni krzywoliniowych 81 Optimization of bulk flow consumption during 5 axes of crimp surface treatment	81

Stanisław BORKOWSKI, Krzysztof NOWAK

**WPLYW BADAŃ WIBRODIAGNOSTYCZNYCH
WENTYLATORÓW SŁODOWNI
NA POPRAWĘ WSKAŹNIKÓW
KOMPLEKSOWEGO UTRZYMANIA MASZYN**

Streszczenie: W pracy przedstawiono rolę, jaką spełniają wentylatory w procesie produkcji słoðu, będącego istotnym surowcem do produkcji piwa. Zaprezentowano zakres badań wibrodiagnostycznych wentylatorów, które zrealizowano w słodowni. Stwierdzono, że odnotowany wzrost wartości wskaźników kompleksowego utrzymania maszyn słodowni nastąpił dzięki systematycznie wykonywanym badaniom wibrodiagnostycznym wentylatorów. Badania te były podstawą do zaplanowania i wykonania działań eksploatacyjnych. Służby techniczne słodowni w ten sposób zagwarantowały zdatność techniczną wentylatorom, realizującym proces produkcji słoðu.

Słowa kluczowe: wibrodiagnostyka wentylatorów, kompleksowe utrzymanie maszyn (TPM), wskaźniki OEE, produkcja słoðu, zdatność techniczna

1. WPROWADZENIE

Badana słodownia to zakład przemysłu spożywczego, jedna z największych dostawców słoðu jęczmiennego w Polsce. Słód jest podstawowym surowcem do produkcji piwa i w sposób znaczący wpływa na jego poziom jakości. Wysokie wymagania odbiorców słoðu skutkują koniecznością ciągłego podnoszenia poziomu jakości produkcji, w celu podniesienia konkurencyjności zakładu [8]. Jakość słoðu zależy głównie od: jakości używanego surowca, właściwego procesu technologicznego oraz zdatności technicznej maszyn i urządzeń słodowni. Słód jęczmienny jest wytworem natury i podlega prawom przyrody. Branża słodownicza jest wyjątkowa, ponieważ każda awaria maszyn i urządzeń technologicznych zawsze nieodwracalnie wpływa na obniżenie jakości produkowanego słoðu [2, 7]. Wszystkie awarie obiektów technicznych powodują zawsze wydłużenie czasu trwania procesu technologicznego, co wpływa nie tylko na poziom jakości produkowanego słoðu, ale także na efekty ekonomiczne słodowni. Każdy rozpoczęty proces słodowania musi być zakończony procesem suszenia słoðu w zaplanowanym czasie. Nie można zatrzymać procesu kiełkowania ziarna jęczmienia. Możliwe jest tylko jego nieznaczne wydłużenie w czasie. Z tych powodów słodownie poszukują takiej organizacji produkcji, która zapewni im wysoką rentowność. Wypracowanie racjonalnej organizacji

systemu utrzymania zdolności technicznej maszyn i urządzeń oraz sterowanie procesem technologicznym produkcji słodu przyczyniają się, że proces technologiczny może być prowadzony poprawnie [7, 8].

Podczas produkcji słodu wentylatory odgrywają kluczową rolę na wszystkich etapach procesu technologicznego. Od ich niezawodnej pracy zależą jakość produkowanego słodu oraz ciągłość i wydajność produkcji. W badanym zakładzie stosowana jest diagnostyka techniczna wentylatorów, która jest oparta głównie na badaniach wibrodiagnostycznych oraz termowizyjnych.

Jednym z ważniejszych narzędzi służących do oceny skuteczności czynności eksploatacyjnych, realizowanych na parku maszynowym zakładu, są wskaźniki Kompleksowego Utrzymania Maszyn (Total Productive Maintenance TPM). Wskaźniki TPM z powodzeniem są stosowane w wielu gałęziach przemysłu, gdyż w sposób obiektywny wskazują kierunki doskonalenia działań eksploatacyjnych zakładowych służb utrzymania ruchu.

Postęp w koncepcji TPM mierzy się głównie poprzez obliczenie Całkowitej Efektywności Wyposażenia OEE (Overall Equipment Effectiveness), która jest wskaźnikiem łączącym efektywność pracy, niezawodność maszyn i jakość procesu wytwarzania [1, 3].

Celem pracy było zobrazowanie wpływu przeprowadzonych badań wibrodiagnostycznych wentylatorów, które realizują proces produkcji słodu, na poprawę wskaźników kompleksowego utrzymania maszyn.

2. ROLA WENTYLATORÓW W PROCESIE PRODUKCJI SŁODU

Obiektem badań była słodownia, która produkuje jeden z podstawowych czynników decydujących o poziomie jakości piwa – sład jęczmienny. Roczna produkcja zakładu to ok. 110 tysięcy ton słodu. Sład browarniany to skiełkowane ziarno jęczmienne, następnie wysuszone i pozbawione kielków. Słodowaniem zaś nazywa się sztuczny proces kiełkowania ziarna, realizowany głównie w celu powstania cukrów prostych, które gwarantują właściwy przebieg fermentacji piwa [2, 7, 8].

Etapy procesu produkcji słodu wraz z omówieniem ról, jakie wówczas muszą spełnić wentylatory pracujące w słodowni, zostały zawarte w tabeli 1. Na każdym z etapów omawianego procesu technologicznego, wymagana jest praca wentylatorów. Jednakże średni procentowy udział ich pracy w każdym z etapów jest podobny (100%) z wyjątkiem procesu zamaczania jęczmienia w kadziach zamaczalnikowych (65%).

Tabela 1. Zadania wentylatorów na poszczególnych etapach procesu produkcji słodu
Table 1. Tasks of fans in individual stages of the malt production process

Lp.	Etap procesu produkcji słodu		Opis etapu	Zadania wentylatorów
1	przyjęcie jęczmienia do słodowni		przyjęcie jęczmienia wraz z czyszczeniem wstępnym i szczegółowym oraz jego magazynowanie w silosach	aspiracja pyłu jęczmiennego generowanego podczas transportu ziarna. Wentylatory pracują przez 100% czasu trwania transportu ziarna
2	słodowanie jęczmienia	namaczanie ziarna w zamocznikach	namoczone w wodzie ziarno jęczmienia ciągle pobiera tlen i produkuje CO ₂ , jako efekt zaplanowanych przemian biochemicznych jęczmienia	w fazie procesu bez wody musi być usunięty CO ₂ . Odbywa to się dzięki wentylatorom. Średni procentowy udział pracy wentylatorów równa się wartości 65% czasu trwania cyklu
3		kiełkowanie jęczmienia w skrzyniach Saladina	kontynuacja żądanych przemian biochemicznych zachodzących w kiełkującym ziarnie jęczmienia	kiełkowanie jęczmienia jest możliwe dzięki ciągłej pracy wentylatorów. Dostarczają one ziarnu świeże powietrze o zadanej temperaturze, wilgotności i ilości, a także usuwają CO ₂ powstały podczas procesu kiełkowania. Wentylatory muszą działać przez 100% czasu trwania cyklu
4		suszenie słodu jęczmiennego w suszarni	wysuszenie wilgotnego skiełkowanego jęczmienia w celu zakończenia procesu kiełkowania ziarna oraz dla uzyskania ok. 4,5% wilgotności ziarna, dla zagwarantowania jego możliwości przechowalniczych	temperatura suszenia słodu jest regulowana temperaturą i natężeniem przepływu gorącego powietrza. Parametry te są zapewnione poprzez właściwą wydajność wentylatorów siatek suszarni i palników gazowych. Wentylatory suszarni limitują przepływ produkcji w słodowni. Pracują one 100% czasu trwania cyklu
5	przyjęcie słodu z suszarni oraz jego wysyłka do klientów		transport wysuszonego słodu z suszarni wraz z odkiełkowaniem oraz magazynowaniem w silosach. Końcowe czyszczenie i wysyłka słodu do klienta	aspiracja pyłu słodowego generowanego podczas transportu ziarna. Wentylatory pracują przez 100% czasu trwania transportu ziarna

W badanym obiekcie zainstalowanych jest 273 sztuk maszyn i urządzeń, które są niezbędne do zrealizowania procesu technologicznego produkcji słodu jęczmiennego (tab. 2). W badanym zakładzie pracuje 39 wentylatorów, co stanowi ponad 14% udział wszystkich maszyn i urządzeń słodowni.

Tabela 2. Zestawienie liczby maszyn i urządzeń słodowni w różnych grupach rodzajowych
Table 2. The number of machines and equipment in the malthouse in different groups by type

Lp.	Nazwa grupy maszyn i urządzeń	Liczba maszyn i urządzeń [szt.]	Udział procentowy liczby maszyn i urządzeń [%]
1	Urządzenia do transportu ziarna	103	37,73
2	Maszyny i urządzenia do słodowania ziarna (zamaczanie, kiełkowanie i suszenie)	38	13,92
3	Sprężarki, dmuchawy, agregaty chłodnicze, pompy, mieszadła	43	15,75
4	Wentylatory	39	14,29
5	Maszyny do czyszczenia ziarna, próbniki i wagi	29	10,62
6	Filtrocyklony + śluzy, cyklony + śluzy	21	7,69
	Suma	273	100

Natomiast tabela 3 prezentuje cztery grupy lokalizacji wentylatorów słodowni: reszta zakładu i miejsca prowadzenia procesu słodowania (zamaczalnia, skrzynie Saladina i suszarnia słołu).

Tabela 3. Zestawienie liczby wentylatorów słodowni w różnych grupach rodzajowych
Table 3. The number of fans in different groups by type

Lp.	Lokalizacja wentylatorów	Liczba wentylatorów [szt.]	Udział procentowy [%]
1	Reszta zakładu	21	54
3	Skrzynie Saladina	8	21
4	Suszarnia słołu	6	15
2	Zamaczalnia	4	10
	Suma	39	100

Analizując dane pokazane w tabeli 3 można powiedzieć, że najwięcej wentylatorów (21 sztuk) działa w reszcie zakładu, które realizują tam proces aspiracji pyłów zbożowych powstałych podczas transportu jęczmienia i słołu. Natomiast proces słodowania jęczmienia jest obsługiwany przez 18 wentylatorów, z czego najwięcej pracuje w skrzyniach Saladina (8), następnie w suszarni słołu (6), a najmniej jest ich w zamaczalni (4). Należy nadmienić, że największy wpływ na poziom jakości słołu oraz tempo procesu produkcji słołu mają wentylatory zlokalizowane w suszarni słołu, które stanowią 15% ogółu wentylatorów zakładu.

W badanym zakładzie ze względów teoretycznych i praktycznych najważniejszy jest jeden cykl procesu słodowania, który obejmuje czas od namoczenia do zakończenia suszenia ziarna jęczmienia. Charakterystyka liczbowa wentylatorów dotycząca realizacji jednego cyklu procesu została przedstawiona w tabeli 4. Liczba wentylatorów pracujących podczas jednego cyklu dłużej niż 24 godziny wynosi w sumie 11 sztuk (1+8+2), przy czym największa liczba doty-

czy skrzyń Saladina (kiełkowanie jęczmienia). Natomiast lokalizacja „Reszta zakładu” zawiera wentylatory, które nie pracują dłużej niż 14 godzin na jeden cykl procesu. Suszarnia słodu jest obsługiwana przez cztery wentylatory, działające do 24 godzin oraz dwa pracujące powyżej doby na jeden cykl.

Tabela 4. Zestawienie liczby wentylatorów z podziałem na czas ich pracy na jeden cykl procesu słodowania w różnych ich lokalizacjach zakładu

Table 4. The number of fans according to the operation time for each malting process cycle in various locations of the plant

Lp.	Miejsce lokalizacji wentylatorów	Czas pracy wentylatorów na jeden cykl procesu [h]				
		do 4 h	do 8 h	do 14 h	do 24 h	> 24 h
1	Reszta zakładu	1	9	11	0	0
2	Zamaczalnia	0	0	3	0	1
3	Skrzynie Saladina	0	0	0	0	8
4	Suszarnia słodu	0	0	0	4	2
	Suma	1	9	14	4	11

3. WYNIKI WYKONANYCH BADAŃ WIBRODIAGNOSTYCZNYCH WENTYLATORÓW SŁODOWNI

Wzrost złożoności środków technicznych z jednej strony, z drugiej zaś wzrost odpowiedzialności zadań, jakie te środki realizują, przyczynił się do powstania nowej dziedziny wiedzy i techniki – diagnostyki technicznej. Celem diagnostyki technicznej jest określenie szeroko rozumianego stanu zdatności technicznej maszyn i urządzeń za pomocą obiektywnych metod i środków dla podwyższenia ich trwałości, niezawodności i efektywności działania [6, 9, 10].

Realizowana diagnostyka techniczna maszyn i urządzeń słodowni musi dać odpowiedź na następujące pytanie: czy stan zdatności technicznej maszyn i urządzeń jest wystarczający, aby uruchomić kolejną partię produkcyjną?

Na podstawie przeprowadzonej analizy poszczególnych fragmentów procesu produkcyjnego w ujęciu technologicznym stwierdzono, że procesem wyznaczającym dynamikę przepływu dla całego badanego zakładu jest proces suszenia słodu. Na jego potrzeby pracują wcześniejsze działy zakładu (głównie zamaczalnia i skrzynie Saladina). Z tego też względu wszystkie wentylatory zostały objęte okresową kontrolą wibrodiagnostyczną [4, 5, 8].

Badania wibrodiagnostyczne w badanej słodowni są realizowane od 2011 roku, a efekty tychże badań zostały zestawione w tabeli 5. W każdej lokalizacji zakładu odnotowano problemy z wentylatorami (najczęściej wysokie drgania łożysk wirników wentylatorów). Liczba odnotowanych usterek spada z roku na rok, głównie za sprawą właściwego systemu ich eksploatacji.

W wyniku przeprowadzonych badań stwierdzono, że wentylatory pracujące w suszarni słodu mają największy wpływ na poziom jakości produkowanego słodu, ponieważ dzięki ich działaniu w wymaganym czasie oraz wydajności możliwe jest prowadzenie procesu technologicznego, zgodnie z założonym programem pracy wentylatorów suszenia oraz wentylatorów palników gazowych [8].

Tabela 5. Zestawienie liczby zdarzeń awaryjnych wentylatorów uzyskanych z badań wibrodiagnostycznych

Table 5. The number of fans breakdowns found with vibrodiagnostics

Lp.	Kampania produkcyjna [lata]	Liczba zdiagnozowanych usterek wentylatorów [szt.]				
		Zamaczalnia	Skrzynie Saladina	Suszarnia słodu	Reszta zakładu	Suma roczna
1	2011-2012	0	3	0	2	5
2	2012-2013	1	5	0	1	7
3	2013-2014	1	4	2	11	18
4	2014-2015	2	3	2	10	17
5	2015-2016	0	4	1	7	12
	Razem	4	19	5	31	59

W związku z powyższym, w suszarni słodu wszystkie wentylatory zostały objęte programem badań wibrodiagnostycznych. Wyniki uzyskane podczas badań zrealizowanych w latach 2013-2015 zostały zaprezentowane w tabelach 6 oraz 7. Dla tego typu wentylatorów do oceny stanu dynamicznego obowiązują następujące wartości graniczne prędkości drgań: stan dobry – do $2,3 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, stan akceptowalny – między $2,3$ a $4,5 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, stan dopuszczalny – między $4,5$ a $7,1 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ oraz powyżej $7,1 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ stan niedopuszczalny. Natomiast stan łożysk określony wartością graniczną przyspieszenia drgań wynosi: dla silników 6 g, a dla łożyskowania wirników 10 g [5, 8].

Analizując wyniki badań wibrodiagnostycznych przedstawione w tabeli 6 można zauważyć, że stany dynamiczne badanych wentylatorów były przeważnie dobre lub akceptowalne i na podstawie tych danych nie były wymagane jakiegokolwiek działania naprawcze służb remontowych słodowni.

Tabela 6. Zestawienie wyników analizy wibrodiagnostycznej stanu dynamicznego wentylatorów suszarni słodu z lat 2013-2015

Table 6. The results of vibrodiagnostics analyses of the dynamic state of fans in the malt kiln in the years 2013-2015

Lp.	Nazwa wentylatora	Nazwa urządzenia	Stan dynamiczny				
			Prędkość drgań $V_{\text{RMS Max}}$ [$\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$]				
			IX 2013	VI 2014	XII 2014	V 2015	IX 2015
1	suszenie słodu – komora suszarnicza nr 1	silnik	0,51	1,13	0,51	0,94	1,21
		przekładnia	1,02	0,96	1,48	0,79	0,83
2	suszenie słodu – komora suszarnicza nr 2	silnik	1,75	0,74	1,88	1,68	0,95
		przekładnia	0,99	0,81	1,91	2,47	0,8
3	wyciąg spalin palnika gazowego wstępnego	silnik	2,5	2,75	1,95	3,44	2,92
		wentylator	3,5	2,98	2,6	3,35	2,92
		silnik palnika			3,12	2,47	2,14
4	wyciąg spalin palnika gazowego komory suszarniczej nr 1	silnik	2,5	3,22	2,8	2,99	3,65
		wentylator	3,2	3,11	3,13	2,74	2,77
		silnik palnika			3,95	2,61	2,4
5	wyciąg spalin palnika gazowego komory suszarniczej nr 2	silnik	1,5	1,84	1,86	1,45	2,03
		wentylator	2,5	2,21	2,9	1,97	3,01
		silnik palnika			1,72	3,92	3,72

W trakcie tych samych badań diagnostycznych wentylatorów, oprócz pomiaru prędkości drgań, zmierzono także wartości przyspieszeń drgań łożysk. Wyniki uzyskane podczas tych badań (tab. 7) dały podstawę do wykonania prac remontowych, związanych głównie z wymianą łożysk wirników wentylatorów wyciągu spalin palników gazowych suszarni słoðu. W grudniu 2014 roku wykonano wymianę łożysk we wszystkich wentylatorach wyciągu spalin palników gazowych. Wszystkie prace remontowe zostały wykonane podczas postoju technologicznego komór suszarniczych, co pozwoliło zapobiec powstaniu awarii łożysk podczas procesu suszenia.

Badania wibrodiagnostyczne zrealizowane we wrześniu 2015 roku wykazały ponowny problem z łożyskami tychże wentylatorów, zwłaszcza z wentylatorem wyciągu spalin palnika gazowego komory suszarniczej nr 2. Także tym razem prace remontowe zaplanowano i wykonano w trakcie postojów technologicznych. Oprócz wspomnianych łożysk wentylatorów, wymieniono wówczas wszystkie paski klinowe oraz łożyska silnika wentylatora wyciągu spalin palnika komory suszarniczej nr 2. Należy nadmienić, że dzięki tym zrealizowanym działaniom eksploatacyjnym, udało się uniknąć zdarzeń awaryjnych wentylatorów suszarni słoðu, co umożliwiło wyprodukowanie słoðu o właściwym wysokim poziomie jakości i zaplanowanej wielkości produkcji.

Tabela 7. Zestawienie wyników analizy wibrodiagnostycznej stanu łożysk wentylatorów suszarni słoðu z lat 2013-2015

Table 7. The results of vibrodiagnostics analyses of the condition of fans bearings in the malt kiln in the years 2013-2015

Lp.	Nazwa wentylatora	Nazwa urządzenia	Stan łożysk				
			Przyspieszenie drgań g OP Max [g]				
			IX 2013	VI 2014	XII 2014	V 2015	IX 2015
1	suszenie słoðu – komora suszarnicza nr 1	silnik		17,12	16,57	13,9	12,09
		przekładnia		3,54	3,80	2,58	2,76
2	suszenie słoðu – komora suszarnicza nr 2	silnik		3,61	8,56	4,29	6,46
		przekładnia		3,55	3,19	7,56	2,30
3	wyciąg spalin palnika gazowego wstępnego	silnik	2,60	3,50	3,33	3,63	3,30
		wentylator	8,00	6,92	3,52	8,91	10,69
		silnik palnika			1,49	1,06	1,10
4	wyciąg spalin palnika gazowego komory suszarniczej nr 1	silnik	3,80	4,51	6,55	6,45	2,62
		wentylator	12,2	9,40	3,75	9,99	9,27
		silnik palnika			1,50	1,09	0,78
5	wyciąg spalin palnika gazowego komory suszarniczej nr 2	silnik	6,40	3,70	0,87	5,75	6,23
		wentylator	13,00	9,76	3,78	16,37	73,22
		silnik palnika			0,83	1,64	1,18

4. OBLICZENIE WSKAŹNIKÓW TPM DLA BADANEGO PROCESU PRODUKCJI SŁODU

W koncepcji TPM kluczowym wskaźnikiem jest **Calkowita Efektywność Wyposażenia OEE** (Overall Equipment Effectiveness). Wskaźnik ten łączy efektywność pracy, niezawodność maszyn oraz jakość procesu wytwarzania. Opisany wskaźnik OEE jest przydatnym narzędziem obrazującym, w jakim stopniu efektywnie pracują maszyny i urządzenia, czyli jak efektywnie są one wykorzystywane. Oblicza się go według następującego wzoru [1, 3]:

$$OEE = WD \cdot WW \cdot WJ \cdot 100 [\%] \quad (1)$$

gdzie: WD – wskaźnik dostępności,
WW – wskaźnik wykorzystania,
WJ – wskaźnik jakości.

Należy dodać, że po wykonanej analizie uzyskanych wartości wskaźników OEE dla poszczególnych maszyn i urządzeń, można dowiedzieć się, jaki jest rzeczywisty poziom odchyień wartości OEE zakładu od światowych standardów oraz jakie maszyny i urządzenia są „wąskim gardłem” w badanym zakładzie. Kolejne analizy wskaźników OEE pokazują użytkownikom trend zmian ich wartości. Zalecane standardowe wartości wskaźnika OEE powinny być zamierzonym celem do osiągnięcia, jednak podobnie ważne jest uzyskanie stałego wzrostu jego wartości.

Przy założeniu, że wskaźnik OEE powinien być stały, co gwarantuje jednocześnie stabilność efektów ekonomicznych, poziom jakości słodu uwarunkowany jest parametrami technologicznymi, które zawierają wskaźnik dostępności oraz wskaźnik wykorzystania. Z tego też względu wprowadzono pojęcie **Częściowa Efektywność Urządzenia CEU**, która przyjmuje postać [8]:

$$CEU = WD \cdot WW \cdot 100 [\%] \quad (2)$$

Wyniki badań dotyczące eksploatacji podmiotowych maszyn i urządzeń przedstawiono w tabeli 8. Dane zaprezentowano oddzielnie dla poszczególnych etapów słodowania i porównano je ze światowymi standardami [3]. Stwierdzono, że tylko zamaczalnia nie spełnia warunku w zakresie wskaźnika wykorzystania WW (85,66% zamiast 95%). Stąd wniosek: efektywność eksploatacji maszyn oraz urządzeń w trzech najważniejszych obszarach słodowni (zamaczalnia, skrzynie Saladina oraz suszarnia słodu) odpowiada, z małymi wyjątkami, światowym standardom OEE.

Tabela 8. Wartości średnich wskaźników TPM dla okresu 36 miesięcy (2011-2014)
Table 8. Average values of TPM indicators for time period of 36 months (2011-2014)

Nazwa wskaźnika	Zamaczalnia [%]	Skrzynie Saladina [%]	Suszarnia [%]	Światowy Standard wskaźników [%]
WD	98,82	99,74	98,36	90
WW	85,66	98,09	97,64	95
CEU	84,65	97,83	96,04	85 przeliczony

Okres badań obejmował 3 lata i stąd w tabeli 9 przedstawiono analizowane wskaźniki w poszczególnych latach (2011-2014), rozszerzając je o wskaźnik CEU słodowania, wskaźnik jakości WJ oraz wskaźnik OEE procesu słodowania.

Należy stwierdzić, że w zakresie podmiotowych wskaźników wraz z upływem lat badań, wzrosły one w odniesieniu do skrzyń Saladina i suszarni. Wzrosła również wartość wskaźnika OEE procesu słodowania z 90,4% do 93,02%. Światowy standard wskaźnika OEE wynosi 85%. Jak widać badany zakład znacznie przewyższa normę, a co więcej, nastąpił jego istotny wzrost w porównaniu pierwszego z trzecim okresem przeprowadzonych badań.

Tabela 9. Wartości średnich rocznych wskaźników TPM dla różnych lokalizacji zakładu z lat badań 2011-2014

Table 9. Chart of average values of annual TPM Indicators for various locations of the in the years 2011-2014

Nazwa wskaźnika	Lata badań		
	2011-2012	2012-2013	2013-2014
CEU zamaczalnia	85,16	85,89	83,51
CEU skrzynie Saladina	96,35	98,47	98,78
CEU suszarnia	94,81	96,46	96,86
CEU procesu słodowania	92,08	93,56	93,05
WJ	97,80	99,00	99,97
OEE	90,38	92,65	93,02

5. PODSUMOWANIE

Stosowanie badań wibrodiagnostycznych wentylatorów słodowni pozwoliło uniknąć wielu przerw w procesie produkcji słodu, co tym samym spowodowało wzrost poziomu jakości i wielkości produkcji słodu. W opisywanej słodowni odnotowano, w okresie trzech lat badań, znaczący spadek liczby rocznych godzin awarii maszyn i urządzeń z 419,5 godzin do 140 godzin. Fakt ten miał istotny wpływ na wzrost realizacji rocznego planu produkcyjnego ze 102% do 106%, przy jednocześnie stabilnym poziomie jakości produkcji słodu na poziomie powyżej 99%.

W badanej słodowni wprowadzono system racjonalnej strategii eksploatacji maszyn i urządzeń, a w szczególności dotyczy to wentylatorów. Wartości wskaźników OEE procesu słodowania z początkowego okresu badań (90,4%) uległy zwiększeniu po trzech latach jego funkcjonowania (93,02%). Można stwierdzić, że realizowana w słodowni wibrodiagnostyka wentylatorów miała istotny wpływ na wzrost wskaźników OEE oraz na uzyskanie stabilnego wysokiego poziomu jakości słodu i zaplanowanej wielkości produkcji.

LITERATURA

- [1] ASEFESO A.: TPM Simplified. AA Global Sourcing Ltd, New York, 2014.
- [2] BŁAŻEJAK St.: Wybrane zagadnienia z technologii przemysłu fermentacyjnego. Wydawnictwo SGGW, Warszawa, 2014.
- [3] BORKOWSKI St., KROCKO V.: TPM and PAMCO Coefficient as Basis of Estimation of Machines Exploitation Efficiency. Publishing and Press Association of Universities Russia, Saint Petersburg, 2008.
- [4] BORKOWSKI St., KRYNKE M., NOWAK K.: Analysis of failure rate and basic preventive actions in the maintenance system applied in the malting plant Soufflet Poland of Poznań. [In:] Assessment of the Machines Conditions Operation and their Improvement, St. Borkowski, M. Krynke (eds.), Faculty of Logistics University of Maribor, 2014.
- [5] BORKOWSKI St., NOWAK K.: Diagnostyka wentylatorów suszarni słodu. [W:] Zagadnienia mechaniki stosowanej, Tom 5, J. Sawicki (red.), Wydawnictwa Uczelniane UTP, Bydgoszcz, 2015.
- [6] CEMPEL Cz., DOBRY M.W.: Vibrations in physical systems. Agencja Reklamowa Comprint, Poznań, 2008.
- [7] KUNZE W.: Technology Brewing & Malting. VLB Berlin, Germany 4th International Edition, Berlin, 2010.
- [8] NOWAK K.: Utrzymanie maszyn i urządzeń branży słodowniczej w stanie zdolności technicznej przy dużej zmienności obciążeń technologicznych. Rozprawa doktorska, UTP, Bydgoszcz, 2016.
- [9] ŻÓLTOWSKI B.: Podstawy diagnostyki maszyn. Wydawnictwa Uczelniane UTP, Bydgoszcz, 2011.
- [10] ŻÓLTOWSKI B., ŁUKASIEWICZ M.: Diagnostyka drganiowa maszyn. Wydawnictwo Naukowe ITE – PIB, Radom, 2012.

THE IMPACT OF VIBRODIAGNOSTICS OF FANS IN A MALTHOUSE ON THE IMPROVEMENT OF INDICATORS FOR TOTAL PRODUCTIVE MAINTENANCE

Summary: The text presents the role of fans in the process of malt production, which is an essential raw material used in beer production. It presents the scope of vibrodiagnostics of fans in the subject malthouse. It has been stated that significant increase of the indicators for Total Productive Maintenance was reached due to regular vibrodiagnostics of fans. The diagnostics gave the basis for planning and performing maintenance actions of the malthouse technical support service which guaranteed technical capability of the fans which perform the process of malt production.

Key words: vibrodiagnostics of fans, Total Productive Maintenance (TPM), OEE indicators, malt production, technical capability

Małgorzata GRABOWSKA, Jarosław MIKOŁAJCZYK

ZASTOSOWANIE TOMOGRAFII KOMPUTEROWEJ CAT W INŻYNIERII MATERIAŁOWEJ

Streszczenie: W pracy przedstawiono wyniki badań z wykorzystaniem tomografu komputerowego Somatom Sensation 64 firmy Siemens oraz tomografu Somatom Definition AS również firmy Siemens. Jako materiał próbek zastosowano stal C45 o twardości 40 HRC.

Słowa kluczowe: tribologia, stan warstwy wierzchniej, własności i właściwości warstwy wierzchniej, tomografia komputerowa CAT, tomograf

1. WPROWADZENIE

Tomografia jest bardzo młodą i nowoczesną dziedziną, której to powstanie oraz rozwój jest niejako zintegrowany z innymi naukami, np. z matematyką, informatyką, elektroniką, fizyką, medycyną czy elektroniką. Umożliwia ona za pomocą tomografów wykonywanie zdjęć warstwowych, czyli tomogramów. Z wykonanych zdjęć warstwowych możliwe jest zbudowanie trójwymiarowego modelu badanego obiektu. Podstawowa zasada tomografii mówi, że zdjęcia warstwowe uzyskuje się wówczas, gdy dwa z trzech zasadniczych elementów układu – lampa/źródło promieniowania, film/układ detektorów, przedmiot badany – w czasie ekspozycji znajdują się w ruchu, przy czym kierunek ruchu każdego z elementów jest przeciwny, lecz tory ich ruchu są homotetyczne. Dzisiejsze tomografy mogą mieć kilka źródeł promieniowania i kilka układów detektorów, a każdy z układów kilkadziesiąt/kilkaset detektorów.

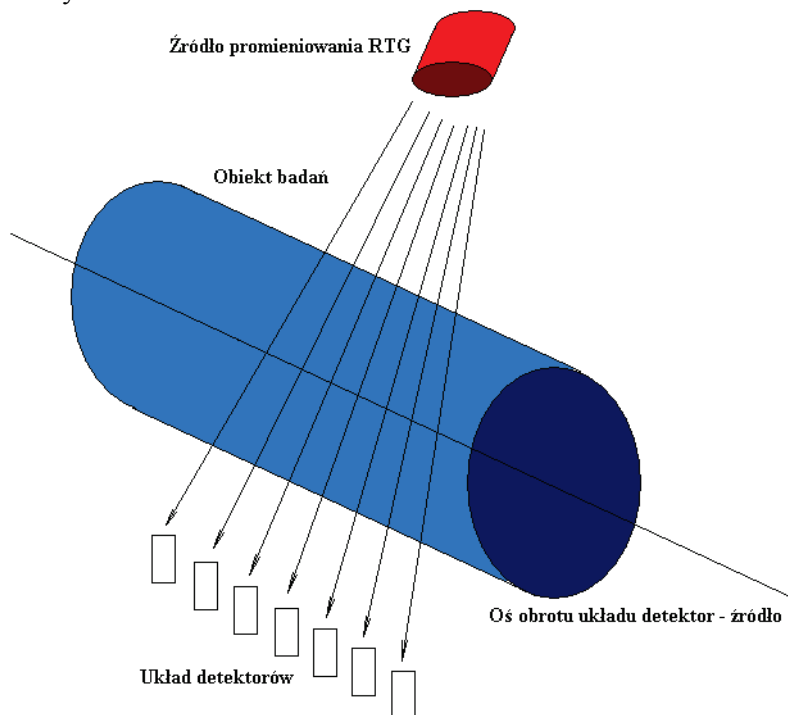
Ze względu na sposób obrazowania oraz zastosowanie metod tomograficznych można je podzielić na:

- a) tomografię dla diagnostyki medycznej:
 - tomografia komputerowa CAT (Computer Axial Tomography – komputerowa osiowa tomografia),
 - tomografia rezonansu magnetycznego – NMR,
 - pozytonowa tomografia emisyjna – PET,
 - tomografia emisyjna pojedynczego fotonu – SPECT,
 - optyczna tomografia koherencyjna – OCT;
- b) tomografię dla biologii:
 - mikrotomografia komputerowa – CMT,
 - tomografia elektronowa – TEM oraz FIB-SEM;

c) tomografię dla inżynierii materiałowej:

- mikrotomografia komputerowa – CMT,
- APT tomografia,
- tomografia elektronowa – TEM oraz FIB-SEM.

Pierwsze tomografy komputerowe z lat 80. ubiegłego wieku działały na zasadzie rejestracji natężenia promieniowania rentgenowskiego przechodzącego przez obiekt przy różnych kątach pochylenia wokół nieruchomej osi obrotu źródło-detektor w pewnym zakresie i z pewnym krokiem, np. co 2 stopnie. Układ skanujący jednoźródłowego tomografu komputerowego (CAT) przedstawiono na rysunku 1.

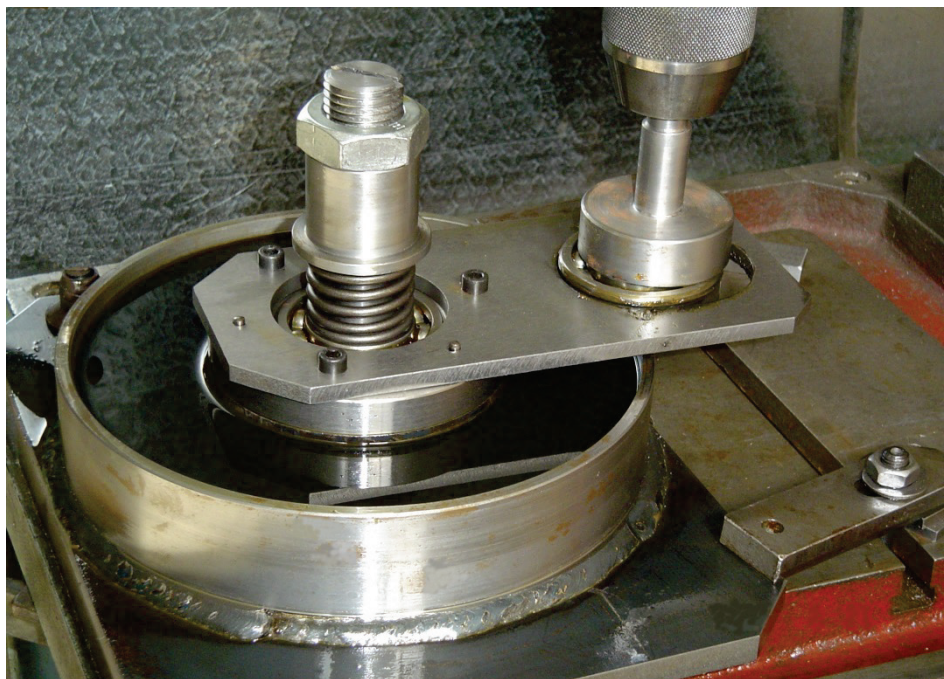


Rys. 1. Układ skanujący przykładowego jednoźródłowego tomografu komputerowego CAT
Fig. 1. Scanning system of a typical single-source computer tomograph CAT

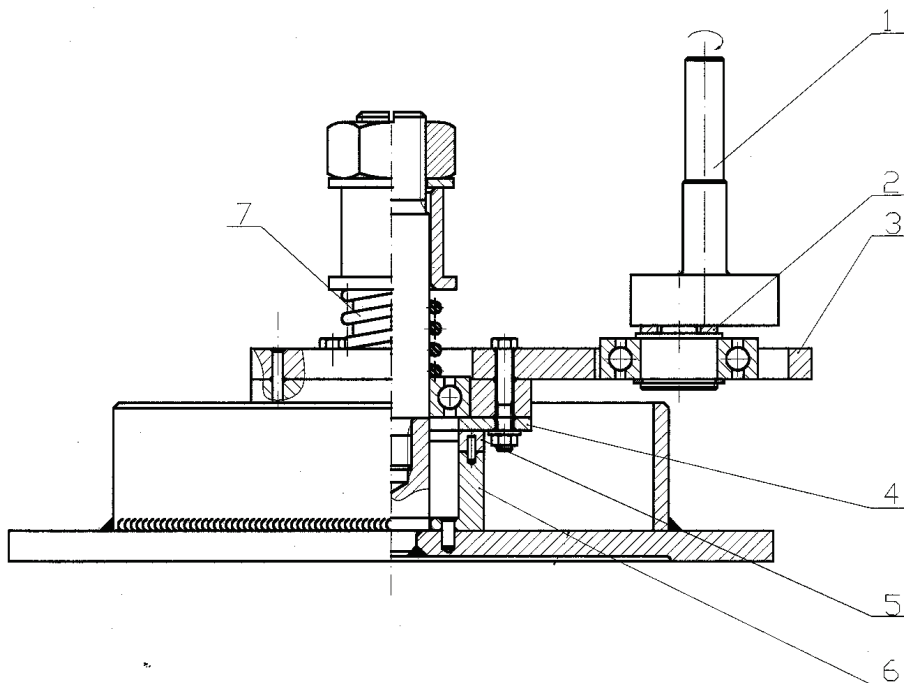
Dla danego kąta pochylenia wokół stałej osi obrotu, np. 45 stopni, układ źródło-zespół detektorów przemieszcza się liniowo (w płaszczyźnie prostopadłej do osi obrotu), dokonując odczytów natężenia promieniowania X przechodzącego przez obiekt. Liniowy układ detektorów rozmieszczonych równoległe do osi obrotu pozwala na rejestrowanie niezależnych przekrojów obiektu. Dla obrazów rentgenowskich kontrast obrazów obiektu/ obiektów zależy od wartości współczynnika absorpcji materiału obiektu, przez który przechodzi promieniowanie X [1-3, 6, 7].

W pracy podjęto próbę zastosowania tomografii komputerowej CAT, dedykowanej diagnostyce medycznej, w inżynierii materiałowej.

Badania wykonano z wykorzystaniem tomografu komputerowego Somatom Sensation 64 firmy Siemens oraz nowszego tomografu Somatom Definition AS również firmy Siemens. Jako materiał próbek zastosowano stal C45 o twardości 40 HRC. Próbki miały wymiary 10x10x10 mm. Powierzchnie próbek były szlifowane. Następnie były zużywane w przyrządzie tribologicznym o styku konforemnym przedstawionym na rysunkach 2 oraz 3. Przeciwpróbka wykonana była ze stali 102Cr6 zahartowanej do twardości 60 HRC. Twardość przeciwpróbki zdecydowanie przewyższa (o 50%) twardość próbki, aby zmiany stany struktury geometrycznej powierzchni występowały przede wszystkim w warstwie wierzchniej próbek. Próbki z przeciwpróbką współpracowały przy obciążeniu wynoszącym 600 N, co przy powierzchni styku próbek z przeciwpróbką wynoszącą 300 mm², odpowiada teoretycznym naciskom w strefie styku 2,0 MPa. Droga tarcia wynosiła 2000 metrów. Prędkość ruchu względnego podczas badań wynosiła 0,08 m/s. Próbki pracowały w osrodku smarującym jakim była kompozycja dodatków eksploatacyjnych Motor Life i Mind M w proporcji 1:1. Bazę olejową stanowił olej SN-150. Stężenie dodatków w oleju bazowym wynosiło 1%. Poniżej przedstawiono wyniki tych badań. W ramach modernizacji, w części elektrycznej stanowisko badawcze wyposażono w szafę sterującą zawierającą jako główne składowe: falownik oraz moduł ADAM 4019+ (wraz z termoparami typu K) i konwerter ADAM 4520 firmy Advantech (rys. 2, 3).



Rys. 2. Widok zasadniczej części stanowiska badawczego [4]
Fig. 2. View on the main element of the test stand [4]



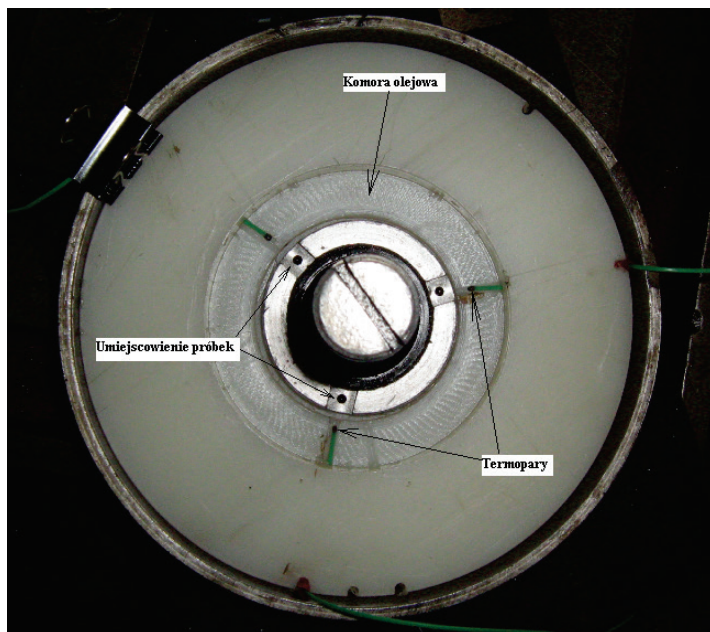
Rys. 3. Postać konstrukcyjna tribologicznego stanowiska badawczego [4]

1 – uchwyt mimośrodowy mocowany w napędzie, 2 – mimośród, 3 – dźwignia, 4 – przeciwpróbka,
5 – rowki mocujące próbki, 6 – korpus ustalający, 7 – sprężyna

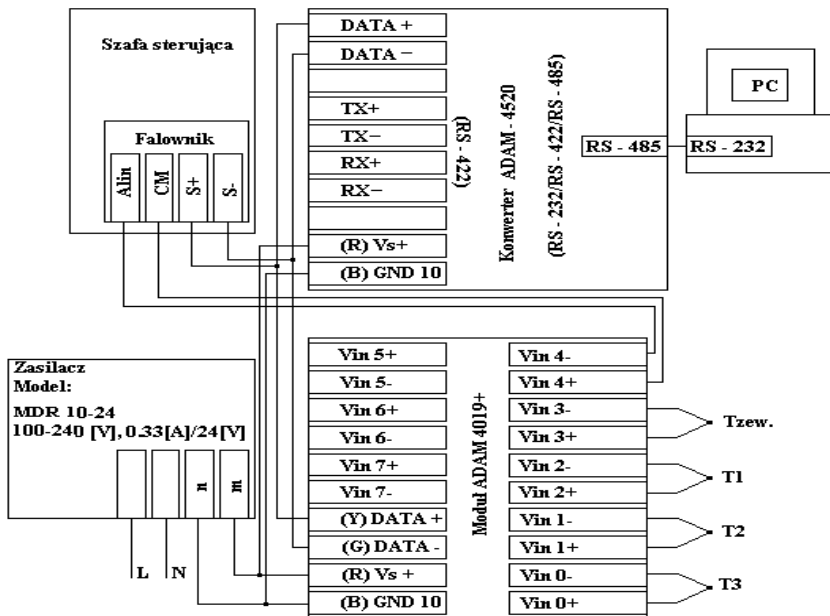
Fig. 3. Construction scheme of a tribological test stand [4]

1 – eccentric handle, 2 – eccentric, 3 – lever, 4 – base sample,
5 – grooves stabilizing samples, 6 – stabilizing tube, 7 – spring

Do komunikacji między ww. elementami strukturalnymi a komputerem zastosowano oprogramowanie ADAMView. Taki układ umożliwił bieżący pomiar temperatury oleju i mocy elektrycznej pobieranej przez stanowisko. Termopary umieszczono w odległości 5 mm od powierzchni próbek (rys. 4). Schemat blokowy połączeń między poszczególnymi elementami przedstawiono na rysunku 5. We wnętrzu stalowego pierścienia umieszczono wkładkę umożliwiającą zmniejszenie objętości preparatu eksploatacyjnego stosowanego w eksperymencie.



Rys. 4. Rozmieszczenie termopar w komorze olejowej [5]
 Fig. 4. Position of thermocouples in the oil chamber [5]



Rys. 5. Schemat blokowy połączeń stanowiska do badań tribologicznych [5]
 Tzew, T1, T2, T3 – termopary typu K, PC – komputer z portem komunikacyjnym RS-232
 Fig. 5. A scheme of connections within the tribologic test stand [5]

Tzew, T1, T2, T3 – type-K thermocouples, PC – computer with RS-232 port

Zużyte próbki na ww. stanowisku i przy wyżej wymienionych parametrach poddano badaniom z wykorzystaniem tomografu komputerowego celem rekonstrukcji geometrii powierzchni próbek. Inne techniki rekonstrukcji geometrii powierzchni, np. za pomocą skanowania optycznego, umożliwiają obrazowanie 3D, jednak konieczne jest z reguły zdemontowanie współpracujących par ciernych. W badaniach z wykorzystaniem tomografu również konieczne było zdemontowanie współpracujących elementów ciernych, ale spowodowane to było wyłącznie gabarytami tribologicznego stanowiska badawczego: całkowita wysokość ok. dwóch metrów i szerokości ok. jednego metra. Wymiary te uniemożliwiały umieszczenie pracującego stanowiska we wnętrzu gentry tomografu.

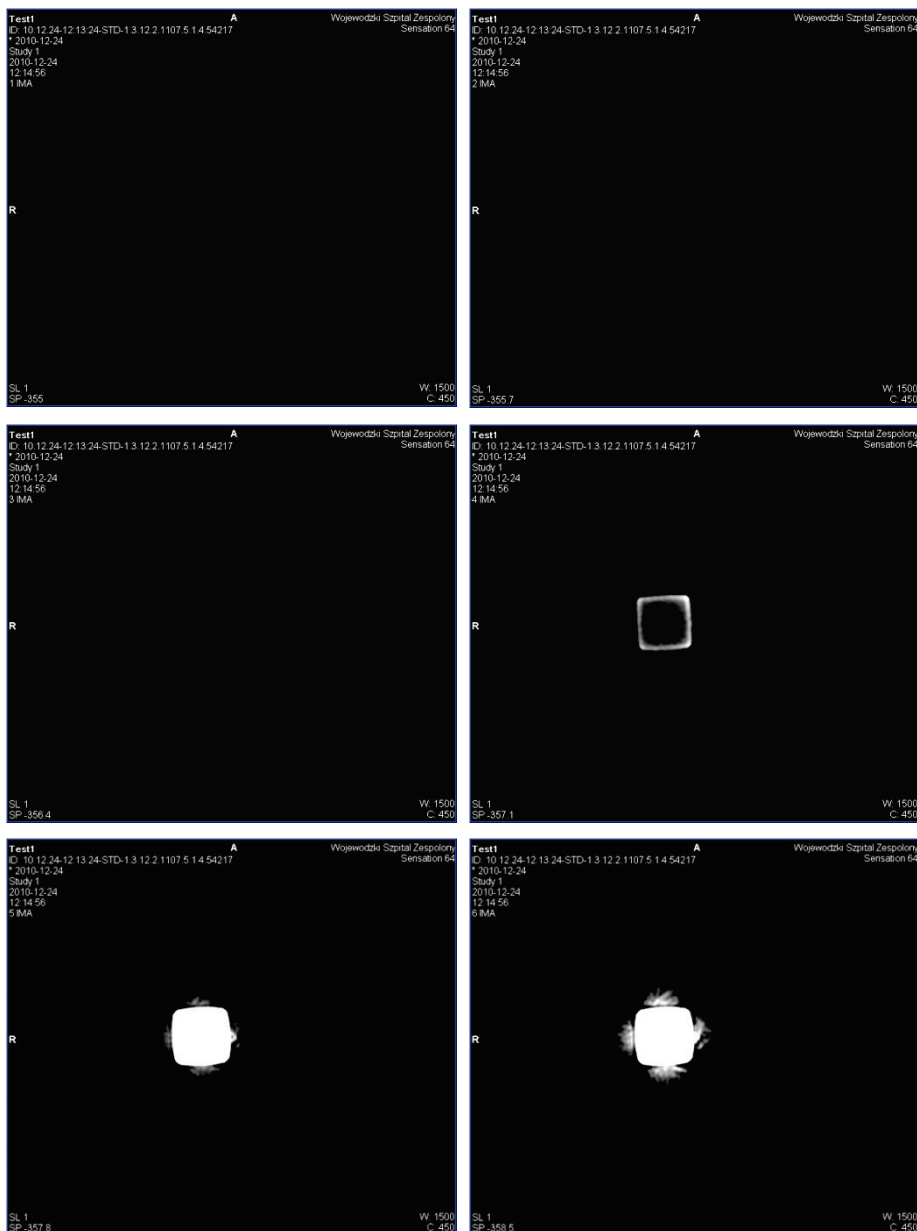
Wyniki przeprowadzonych badań przedstawiono poniżej. Należy je traktować jako badania wstępne. Obecnie trwają poszukiwania takich tribotesterów, których wymiary oraz charakter pracy umożliwiłyby zamontowanie ich we wnętrzu tomografu. Wówczas praktycznie na bieżąco możliwa byłaby rekonstrukcja zużywanych par ciernych bez ingerencji w układ konstrukcyjny (bez ich demontażu). W tym miejscu można zadać pytanie: jak ma wyglądać badanie pary cierniej w maszynie czy urządzeniu? Podobnie jak badanie serca pacjenta, płuc, krtani itp. Obserwujemy tylko badaną parę cierną na bieżąco, monitorując np. objętość jej zużycia, miejsca wystąpienia zużycia, kierunek przemieszczeń zużycia itp.

2. WYNIKI BADAŃ

Poniżej przedstawiono tylko mały fragment z ponad tysiąca tomogramów wykonanych dla losowo wybranych próbek (ze względu na ograniczenia czasowe dotyczące dostępu do urządzenia medycznego) o numerach 10, 3a, 3b, 2, 1 oraz 18. Badania przeprowadzono dla:

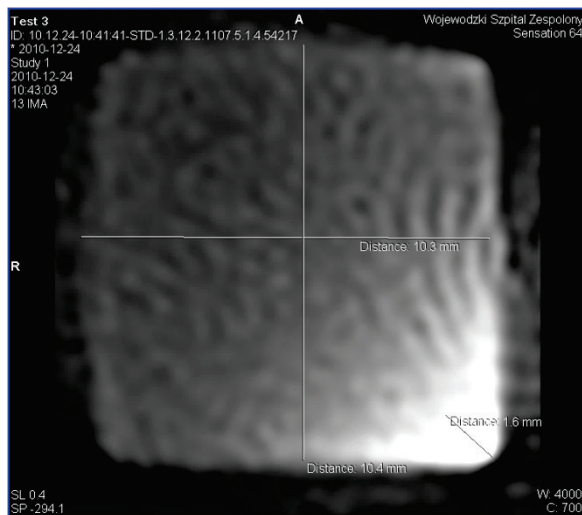
- różnych grubości przekroju warstwy (0,2÷3,0 mm),
- różnych ustawień początku i końca skanowania w celu umożliwienia wykonywania przekrojów wzdłuż wierzchołków nierówności powierzchni,
- różnych algorytmów skanowania (B20s, B70s, U75u) w celu określenia wpływu algorytmu na otrzymany obraz przekroju.

Na rysunku 6 przedstawiono fragment 6 z serii 21 tomogramów wykonanych dla próbki o numerze 1 przy następujących parametrach: grubość warstwy skanującej 0,7 mm, algorytm skanowania B70s. Tomogramy pierwszy, drugi i trzeci (licząc od góry) „przecinają” powietrze (czarne pola), zbliżając się do powierzchni badanej próbki. Czwarty z kolei tomogram przedstawia obraz, na którym „ciężta” warstwa przechodzi częściowo przez badany materiał (jasne pola), częściowo natomiast przez powietrze. Przecina więc warstwę wierzchnią badanej próbki. Tomogramy piąty i szósty przedstawiają obraz wnętrza próbki. Jednolite jasne pola tych tomogramów świadczą o braku wżerów, pustych przestrzeni, wad nieciągłości materii we wnętrzu tej próbki.



Rys. 6. Fragment 6 z 21 tomogramów wykonanych dla próbki o numerze 1 przy następujących parametrach: obraz warstw o grubości 0,7 mm, algorytm skanowania B70s
 Fig. 6. A series of 6 out of 21 tomograms for the sample no. 1 with the following parameters: image layers of thickness 0.7 mm, scanning algorithm B70s

Rysunek 7 przedstawia warstwę przechodzącą częściowo przez wierzchołki nierówności, częściowo przez powietrze. Jakość otrzymanego obrazu jest niezadowalająca do wyciągnięcia głębszych wniosków mimo 100-krotnego powiększenia. Przyczyną niejako „rozmytego” obrazu może być rodzaj badanego materiału.

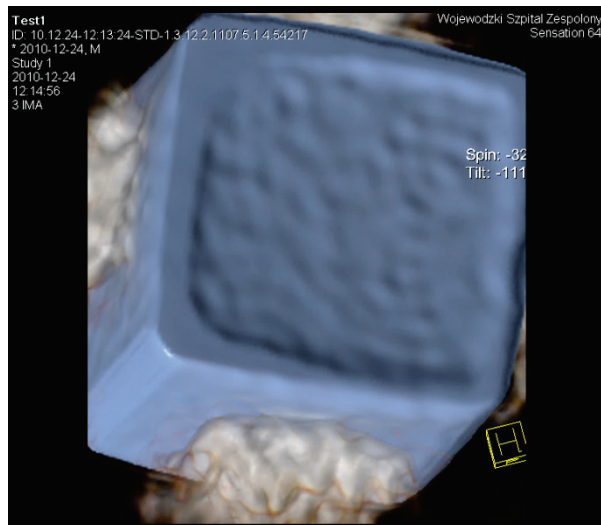


Rys. 7. Tomogram warstwy przechodzącej przez wierzchołki nierówności. Próbka 3b, obraz warstwy przekroju o grubości 0,2 mm, powiększenie ok. 100x, algorytm skanujący B20s

Fig. 7. A tomogram of the layer through picks in the surface roughness. Sample 3b, image layer of thickness 0.2 mm, zoom ca 100x, scanning algorithm B20s

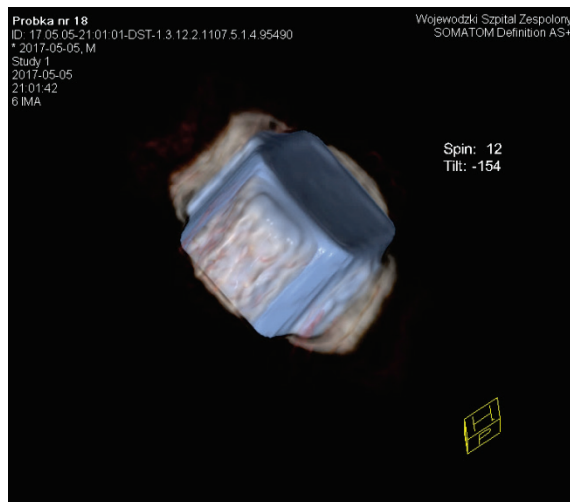
Na rysunku 8 przedstawiono rekonstrukcję zużytej na tribotesterze próbki stalowej z tomogramów wykonanych na aparacie Sensation 64 firmy Siemens. Natomiast rekonstrukcję z ww. tomogramów wykonano na aparacie Somatom Definition AS – urządzenie nowszej generacji z 2017 roku (dwurzędowy 128-detektorowy). Powiększenie wynosi ok. 100 razy. Na powierzchni zewnętrznej badanej próbki można zauważyć pewną chropowatość powierzchni. Widoczna jest również łuna odbicia promieniowania X od powierzchni wewnętrznej. Na rysunku 9 przedstawiono ten sam obiekt pod innym kątem w celu obserwowania innej powierzchni tej samej próbki. Oprogramowanie tomografu Definition AS umożliwia praktycznie obrót rekonstrukcji pod dowolnym kątem. Kolejny rysunek 10 pokazuje rekonstrukcję trójwymiarową próbki zbudowaną z kolejnych zdjęć warstwowych.

Dla porównania otrzymanych rekonstrukcji na rysunku 11 przedstawiono obraz próbki o wymiarach 10x10x10 mm zbudowanej z tych samych tomogramów na urządzeniu Sensation 64 firmy Siemens (jednorzędowy 64-detektorowy tomograf z 2010 roku). Porównując otrzymane rekonstrukcje dla dwóch różnych urządzeń, które dzieli okres produkcji zaledwie kilku lat, widać znaczący postęp konstrukcyjny w dziedzinie budowy tomografów i ich oprogramowania.

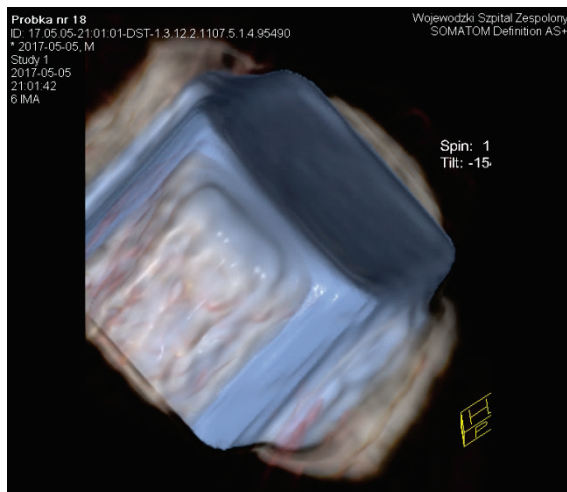


Rys. 8. Rekonstrukcja próbki stalowej o wymiarach 10x10x10 mm.
Wykorzystano obrazy warstw o grubości 0,2 mm. Powiększenie ok. 100 x
Fig. 8. Reconstruction of the steel sample of size 10x10x10 mm from layers of thickness 0.2 mm.
Zoom ca. 100x

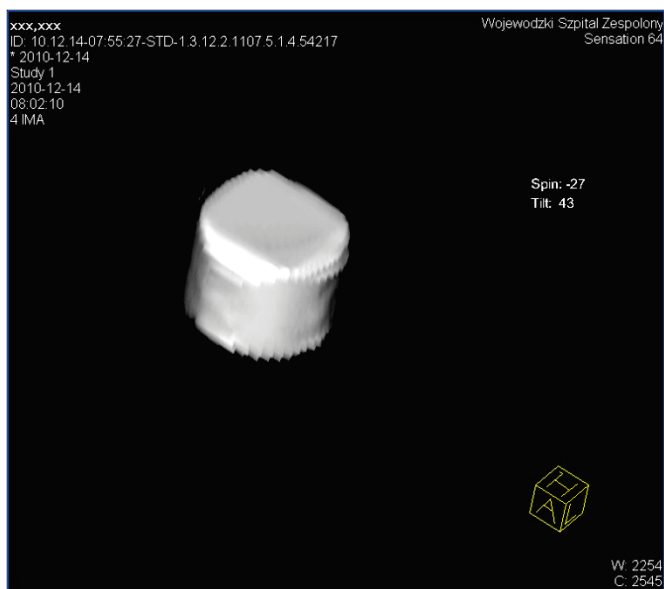
Zjawisko silnego odbicia promieniowania X od powierzchni metalu próbki zniekształca w pewien sposób obraz badanego obiektu. Wielkość grubości łuny odbicia tego promieniowania może przekraczać grubość badanego obiektu.



Rys. 9. Obraz rekonstrukcji próbki stalowej z wyraźnie widoczną łuną odbicia promieniowania X
Fig. 9. Image of the reconstructed steel sample with clearly visible x-ray reflection glow



Rys. 10. Obraz jak wyżej z wyraźnie widoczną łuną odbicia promieniowania X oraz zniekształceniami powierzchni spowodowanymi tym zjawiskiem. Pow. ok. 100x
Fig. 10. Image as above with clearly visible x-ray reflection glow and distortions of the surface caused by that phenomenon. Zoom ca. 100x

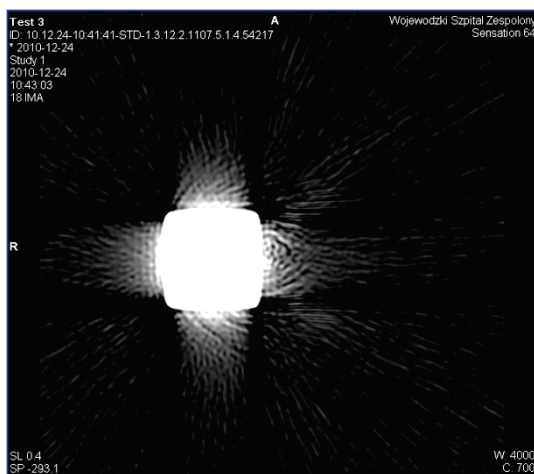


Rys. 11. Rekonstrukcja próbki o wymiarach 10x10x10 mm zbudowana z tomogramów na urządzeniu Sensation 64 firmy Siemens (tomograf jednorzędowy 64-detektorowy z 2010 roku)
Fig. 11. Image of the sample of size 10x10x10 mm reconstructed from tomograms made on the device Sensation 64 Siemens

3. PODSUMOWANIE

Zdjęcia warstwowe umożliwiają otrzymywanie obrazów wnętrza badanej próbki bez potrzeby jej niszczenia. Dzięki temu możliwe jest stwierdzenie, czy w budowie wewnętrznej ukryte są wady materiałowe. W badaniach podjęto próbę wizualizacji warstwy wierzchniej za pomocą tomografii CAT. Rodzaj materiału próbek (w tym przypadku stal) wpływa wyjątkowo niekorzystnie na otrzymane obrazy. Spowodowane to jest silnym odbiciem promieni X od metalu, a tym samym zniekształceniem otrzymanych obrazów warstwowych. W badaniach wykorzystywano tylko jeden rodzaj materiału, więc nie można tu się odnieść do wyników dla innych gatunków materiałów. Pewną barierą w tej metodzie jest rozdzielczość w 3D, która dla celów inżynierii materiałowej jest zbyt mała. Mimo tego korzystne wydaje się przebadanie za pomocą tej metody większego zbioru inżynierskich materiałów stosowanych przy wytwarzaniu części maszyn. Niewątpliwą zaletą tej metody jest możliwość badania intensywności i przebiegu zużycia elementów współpracujących bez konieczności ich demontażu – jeżeli wymiary pary cierniej na to pozwolą. Algorytm skanowania U75u powoduje największe odbicie promieniowania X od badanej powierzchni – próbka stalowa intensywnie „świeci” (rys. 12), co niekorzystnie wpływa na czytelność otrzymanych obrazów.

Wyniki z przeprowadzonych na przyrządzie tribologicznym badań uzupełnionych badaniami tomograficznymi z wykorzystaniem metody CAT, mogą przyczynić się do poszerzenia wiedzy o intensywności i przebiegu zużycia par ciernych o styku konforemnym. Pewną trudnością może być w tym przypadku materiał próbek – stal. Warto kontynuować badania w tym kierunku, jednak z innymi rodzajami materiałów.



Rys. 12. Próbką 3b, obraz warstw o grubości 0,2 mm, algorytm skanowania U75u.

Tomogram przedstawia obraz próbki na głębokości 5 mm

Fig. 12. Sample 3b, image of layers of thickness 0.2 mm, scanning algorithm U75u.

Tomogram shows an image of the sample at depth 5 mm

LITERATURA

- [1] GODET M.: The third body approach. A mechanical view of wear. *Wear* 100, 1984, 437-452.
- [2] KRUK A.: Tomografia elektronowa i jej zastosowanie w obrazowaniu i metrologii mikrostruktury materiałów. Wydawnictwo AGH, Kraków, 2012.
- [3] LASS P.: Tomografia emisyjna fotonu. VIA MEDICA, Gdańsk, 1998.
- [4] MATUSZEWSKI M.: Kierunkowość struktury geometrycznej powierzchni w transformacji warstwy wierzchniej. Rozprawy 170, Wydawnictwa Uczelniane UTP, Bydgoszcz, 2013.
- [5] MIKOŁAJCZYK J.: Wpływ dodatków smarowych na transformację warstwy wierzchniej. Wydawnictwo Państwowej Wyższej Szkoły Zawodowej, Piła, 2017.
- [6] POLAKOWSKI K.: Tomograficzne obrazowanie lokalnych wartości parametrów przepływów produktów spalania w technice samochodowej. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 2011.
- [7] RIGNEY D.A. GLEASER W.: The significance of near surface microstructure in the wear process. *Wear* 46, 1978, 241-250.

APPLICATION OF CAT SCANNING FOR MATERIALS ENGINEERING

Abstract: The article presents the results of the study on the steel surface conducted with the aid of computer tomographs Somaton Sensation 64 (Siemens) and Somaton Definition AS (Siemens). The examined probes were steel C45 hardness 40 HRC. The aim of the study was to investigate the potential application of computer tomography to examination of the steel surface. The outcome of CAT assisted methods is not satisfactory in the case of steel samples. It seems to be necessary to continue studies in this direction with other materials.

Key words: tribology, condition of surface layer, the properties and the quality of surface layer, Computer Axial Tomography, tomograph

Paweł MAĆKOWIAK, Dominika PŁACZEK, Agnieszka SOŁTYSIAK

METODY WYZNACZANIA MODUŁU KIRCHHOFFA I WSPÓLCZYNNIKA POISSONA DLA TWORZYW ADHEZYJNYCH

Streszczenie: Do przeprowadzenia obliczeń numerycznych połączeń klejonych niezbędna jest znajomość właściwości mechanicznych zastosowanego tworzywa adhezyjnego. Jednymi z nich są wytrzymałość na ścinanie i moduł Kirchhoffa. Metody wyznaczania powyższych właściwości dla tworzyw adhezyjnych różnią się od standardowych metod stosowanych dla metali i tworzyw sztucznych. W pracy porównano różne metody wyznaczania modułu Kirchhoffa z zaznaczeniem zalet i wad, pozwalających badaczowi na wybór odpowiedniej metody oraz zinterpretowanie otrzymanych wyników.

Słowa kluczowe: połączenia klejone, kleje, właściwości mechaniczne, moduł Kirchhoffa, współczynnik Poissona

1. WSTĘP

Połączenia klejone są coraz częściej stosowane w budowie maszyn i urządzeń. Wśród wielu zalet połączeń klejonych należy wymienić możliwość łączenia materiałów o różnych właściwościach mechanicznych, gdzie ograniczone jest wykorzystanie spawania i zgrzewania. W porównaniu ze skręcaniem i nitowaniem klejenie nie wymaga przygotowywania otworów montażowych i skraca czas wykonywania połączenia [9, 12].

Zastosowanie połączenia klejonego wymusza przeprowadzenie obliczeń jego wytrzymałości i trwałości. W tym celu coraz częściej wykorzystuje się programy do obliczeń numerycznych [8, 10]. Zarówno jedne i drugie metody bazują na znajomości podstawowych właściwości mechanicznych tworzywa adhezyjnego, które często nie są podawane przez producentów. Wśród tych właściwości wymienić należy: krzywą naprężenie-odkształcenie, moduł sprężystości wzdłużnej Younga E_k , wytrzymałość na rozciąganie R_{mk} oraz moduł sprężystości poprzecznej Kirchhoffa G_k i wytrzymałość na ścinanie R_{mtk} . W metodach analitycznych i numerycznych zamiast modułu Kirchhoffa często podaje się

mgr inż. Paweł MAĆKOWIAK, Uniwersytet Technologiczno-Przyrodniczy,
Wydział Inżynierii Mechanicznej, Al. prof. S. Kaliskiego 7, 85-796 Bydgoszcz,
e-mail: pawel.mackowiak@utp.edu.pl

Dominika PŁACZEK, Uniwersytet Technologiczno-Przyrodniczy,
Wydział Inżynierii Mechanicznej, Al. prof. S. Kaliskiego 7, 85-796 Bydgoszcz,
mgr inż. Agnieszka SOŁTYSIAK, Uniwersytet Technologiczno-Przyrodniczy,
Wydział Inżynierii Mechanicznej, Al. prof. S. Kaliskiego 7, 85-796 Bydgoszcz,
e-mail: agnieszka.soltysiak@utp.edu.pl

współczynnik Poissona ν , który określa stosunek pomiędzy modułem Younga a modułem Kirchhoffa:

$$\nu_k = \frac{E_k - 2G_k}{2G_k} \quad (1)$$

gdzie: ν_k – współczynnik Poissona kleju,
 E_k – moduł Younga kleju,
 G_k – moduł Kirchhoffa kleju.

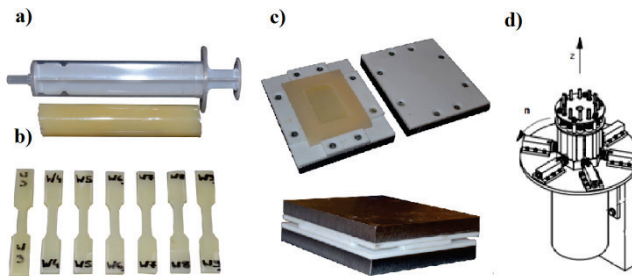
Metody wyznaczenia krzywej naprężenie-odkształcenie, modułu Younga oraz wytrzymałości na rozciąganie były przedmiotem wcześniejszej pracy [13].

Celem publikacji jest przedstawienie i porównanie metod wykorzystywanych do wyznaczania modułu sprężystości poprzecznej Kirchhoffa G_k oraz wytrzymałości na ścinanie R_{mtk} tworzyw adhezyjnych.

2. PRÓBKKI ODLEWANE

Metody wyznaczania modułu Kirchhoffa tworzyw adhezyjnych i wytrzymałości na ścinanie można podzielić ze względu na rodzaj stosowanych w tym celu próbek. Najprostszy podział polega na wyróżnieniu próbek odlewanych i na badaniu zachowania się tworzywa adhezyjnego w połączeniu *in-situ*. Obie grupy metod mają swoje wady i zalety. Jako pierwsze zostaną omówione badania na próbkach odlewanych.

Próbki odlewane wytwarza się w formach teflonowych, silikonowych, polietylenowych oraz metalowych pokrytych rozdzielaczem. Próbki o przekroju okrągłym uzyskuje się poprzez stosowanie form w postaci rurek, np. strzykawk (rys. 1a) [7, 9]. Istnieją metody wytwarzania płyt z tworzyw adhezyjnych (rys. 1c) [5, 6], z których poprzez obróbkę mechaniczną uzyskuje się docelowy kształt próbek, jak i metody bezpośredniego pozyskiwania próbek z form (rys. 1b) [5].



Rys. 1. Metody odlewania tworzywa adhezyjnego: a) wałków w polietylenowych strzykawkach [5], b) gotowych próbek z form silikonowych, c) płyt w formie, d) próbek w wirówce [14]

Fig. 1. Casting method of adhesive materials: a) cylinder in polyethylene syringes [5], b) casting the specimen in the Silicone form, c) casting a plate in the form, d) casting specimens in a centrifuge [14]

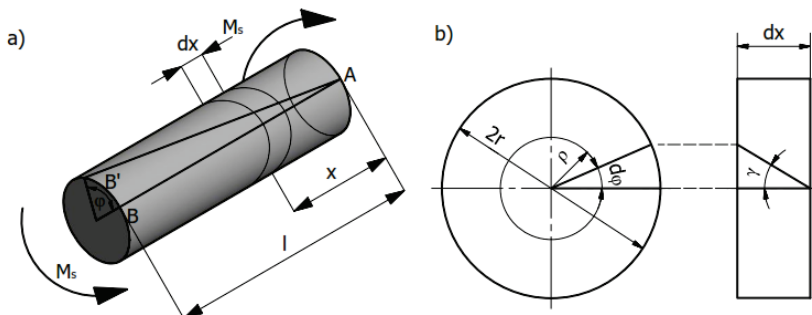
W celu uzyskania większej powtarzalności i odpowietrzenia odlewów stosuje się wirówkę (rys. 1d) [3, 14].

2.1. Próba skręcania okrągłego pręta z pomiarem kąta skręcenia φ

Powszechnie stosowana próba wyznaczenia modułu Kirchhoffa polega na pomiarze odkształcenia postaciowego γ pod wpływem przyłożenia momentu skręcającego M_s . Kąt odkształcenia postaciowego γ powstaje pomiędzy tworzącą w stanach: przed odkształceniem AB i po odkształceniu AB' (rys. 2a). Na powierzchni próbki pomiędzy kątem odkształcenia postaciowego γ a kątem skręcenia przekroju $d\varphi$ (rys. 2b) zachodzi zależność:

$$r \cdot d\varphi = \gamma \cdot dx \quad (2)$$

gdzie: r – promień walca,
 $d\varphi$ – kąt skręcenia przekroju,
 γ – kąt odkształcenia postaciowego,
 dx – długość wycinka walca.



Rys. 2. a) Próbka walcowa poddana skręcaniu, b) oznaczenia stosowane w przekroju walca
 Fig. 2. a) Twisted cylindrical specimen, b) symbols used in cross-section of the specimen

Rozpatrując wewnątrz wycinka dx , można zaobserwować, że na powierzchni o promieniu ρ następuje zmniejszenie się kąta γ_ρ .

$$\rho \cdot d\varphi = \gamma_\rho \cdot dx \quad (3)$$

gdzie: ρ – promień rozpatrywanej powierzchni,
 γ_ρ – kąt odkształcenia postaciowego rozpatrywanej powierzchni.

Przekształcając równanie, otrzymuje się zależność na kąt odkształcenia postaciowego na dowolnej płaszczyźnie o promieniu ρ :

$$\gamma_\rho = \rho \frac{d\varphi}{dx} \quad (4)$$

Naprężenia ścinające τ_ρ są wprost proporcjonalne do modułu Kirchhoffa G i kąta odkształcenia postaciowego γ_ρ :

$$\tau_\rho = G \cdot \gamma_\rho \quad (5)$$

gdzie: τ_ρ – naprężenia ścinające na rozpatrywanej powierzchni,
 G – moduł Kirchhoffa.

Naprężenia na rozpatrywanej płaszczyźnie wynoszą:

$$\tau_{\rho} = \frac{M_s \cdot \rho}{I_0} \quad (6)$$

gdzie: M_s – moment skracający przyłożony do próbki,
 I_0 – osiowy moment bezwładności przekroju.

Dla powierzchni zewnętrznej walca zależność przyjmuje postać:

$$\tau_{\rho} = \frac{M_s}{W_0} \quad (7)$$

gdzie: W_0 – osiowy wskaźnik przekroju.

Moduł Kirchhoffa można wyliczyć, znając wartość momentu skracającego M_s , walca o promieniu r oraz wartość kąta skracenia jego przekroju φ na określonym odcinku l :

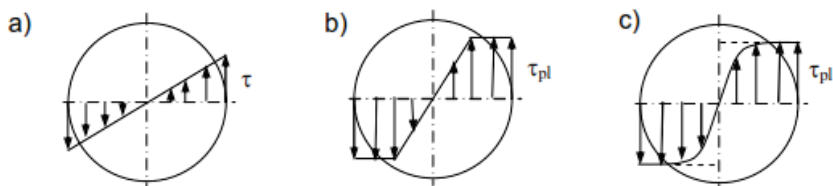
$$G = \frac{\tau_{\rho}}{\gamma_{\rho}} = \frac{M_s}{W_0 \cdot r \cdot \frac{\varphi}{l}} \quad (8)$$

gdzie: l – długość odcinka pomiarowego.

Moduł Kirchhoffa wyznacza się dla odcinka wykresu momentu skracającego w funkcji kąta skracenia przekroju przed osiągnięciem granicy proporcjonalności.

Do wad tej metody można zaliczyć trudność w wykonaniu długich i grubych odlewów próbek tworzywa adhezyjnego, potrzebnych do zamontowania ekstensometrów i umiejscowieniu próbek w uchwytach maszyny wytrzymałościowej. Należy zwrócić również uwagę na proces utwardzania się tworzywa adhezyjnego. Próbki odlewane mają większą objętość w porównaniu z rzeczywistymi warstwami występującymi w połączeniach adhezyjnych. Podczas utwardzania w przypadku procesów egzotermicznych w odlewanych próbkach wemitowana zostanie większa ilość ciepła, którą trudniej jest odprowadzić do otoczenia. Wzrost temperatury może powodować powstanie licznych wad i nieprawidłowości w procesie sieciowania.

Podczas próby nie uzyskuje się wprost wartości maksymalnych naprężeń ścinających ze względu na rozkład naprężeń w przekroju skracanym. Naprężenia można wprost określić ze wzoru (7) tylko do osiągnięcia przez materiał granicy plastyczności. Do tej granicy wykres naprężeń stycznych w przekroju próbki ma rozkład trójkątny (rys. 3a). Przekroczenie granicy plastyczności w zewnętrznych warstwach powoduje, że naprężenia w nich mają jednakową wartość (rys. 3b), podczas gdy wewnątrz nadal występuje rozkład trójkątny. W przypadku przekroczenia granicy plastyczności materiału w całym przekroju próbki, wykres ma charakter prostokątny (rys. 3c). Tworzy się tzw. przegub plastyczny. Obliczenie naprężeń w przekroju skracanym po osiągnięciu granicy plastyczności nie jest możliwe w sposób bezpośredni, co wyklucza możliwość uzyskania wykresu naprężenie-odkształcenie w pełnym zakresie.



Rys. 3. Rozkłady naprężeń w próbce walcowej podczas skręcania: a) w zakresie sprężystym, b) zakres plastyczny w zewnętrznych warstwach próbki, c) przegub plastyczny
 Fig. 3. Stress distributions in a cylindrical specimen during twisting: a) in the elastic range, b) plastic range in the outer layers of the specimen c) plastic joint

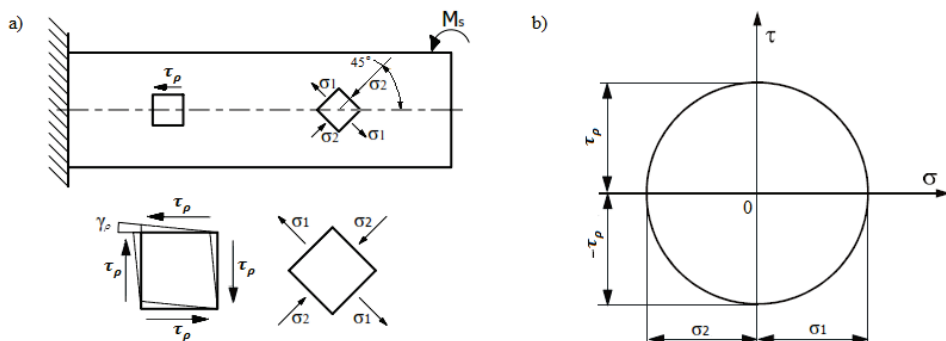
Uchwyty maszyny wytrzymałościowej nie mogą powodować zniszczenia próbki poprzez jej zgniecenie ani umożliwiać jej ślizgania się, co w przypadku tworzyw adhezyjnych może stanowić problem.

2.2. Próba skręcania okrągłego pręta z pomiarem odkształceń metodą tensometryczną

W próbie skręcania istnieje alternatywny sposób pomiaru odkształcenia postaciowego γ , oparty na metodzie tensometrycznej. Do realizacji badania wykorzystuje się tensometry rezystancyjne. Obliczeń odkształcenia γ w przypadku czystego ścinania dokonuje się zgodnie z uogólnionym prawem Hooke'a. Wzór dla płaskiego stanu naprężeń ma postać:

$$\gamma = \frac{(\sigma_1 - \nu\sigma_2)}{E} \quad (9)$$

Wyznaczenie wartości naprężeń stycznych τ uzyskuje się poprzez umiejscowienie tensometru na powierzchni próbki pod kątem 45° do osi pręta. Umieszczenie tensometru oraz działające naprężenia przedstawiono na rysunku (rys. 4a).



Rys. 4. a) Próbka walcowa poddana skręcaniu z pomiarem odkształceń metodą tensometryczną, b) przedstawienie działających naprężeń (stycznych i normalnych) na kole Mohra
 Fig. 4. a) A cylindrical specimen subjected to twisting with strain gauge measurement, b) representation of the tangential and normal stresses at the Mohr circle

Z koła Mohra (rys. 4b) wynika że, $\sigma_1 = \tau_\rho$ oraz $\sigma_2 = -\tau_\rho$. Zestawiając odczytane dane ze wzorem (9), można wyznaczyć wartość naprężeń stycznych τ :

$$\tau = \frac{E\gamma}{(1 + \nu)} \quad (10)$$

Stosunek modułu Kirchhoffa i Younga określający wartość współczynnika Poissona (1) wraz z wyżej zestawioną zależnością, pozwala wyznaczyć wartość modułu sprężystości poprzecznej G :

$$G = \frac{\tau}{2\gamma} \quad (11)$$

Uwzględniając wzór (7), wyznaczono wartość modułu Kirchhoffa G :

$$G = \frac{M_s}{2\gamma \cdot W_0} \quad (12)$$

Zaletą metody jest możliwość wykorzystania do pomiarów zwykłych tensometrów rezystancyjnych, zamiast specjalnego ekstensometru do pomiaru kątów skręcenia. Tak jak w poprzedniej metodzie, nie można bezpośrednio wyznaczyć stycznych naprężeń niszczących, ponieważ występują one po przekroczeniu granicy proporcjonalności i wzór (10) traci zastosowanie. Kolejnym ograniczeniem jest dość duża wartość mierzonych odkształceń przy stosunkowo niskich wartościach obciążenia, wywołana podatnością tworzyw adhezyjnych. W jej wyniku szybko zostaje przekroczony zakres pomiarowy tensometrów.

2.3. Próba rozciągania z pomiarem odkształceń poprzecznych

Metoda z wykorzystaniem ekstensometru do pomiaru odkształceń poprzecznych polega na określeniu współczynnika Poissona, czyli stosunku pomiędzy odkształceniami wzdłużnymi ε_n oraz odkształceniami poprzecznymi ε_p :

$$\nu = -\frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_n} \quad (13)$$

gdzie: ε_n – odkształcenia względne w kierunku działania siły,
 ε_p – odkształcenia względne w kierunku prostopadłym do kierunku działania siły.

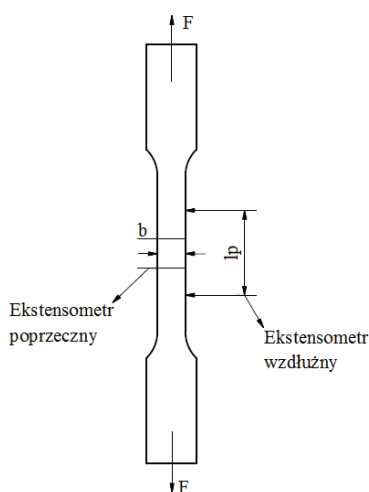
Do określenia modułu Kirchhoffa G stosuje się zależność pomiędzy nim a modułem Younga E :

$$E = 2G(\nu + 1) \quad (14)$$

Próbie przeprowadza się na próbkach stosowanych w badaniach właściwości mechanicznych tworzyw sztucznych przy rozciąganiu [17] (rys. 5). Metoda jest przedmiotem normy ASTM E132.

Wartość odkształcenia wzdłużnego określa się na podstawie przyrostu długości odcinka pomiarowego Δl_p po przyłożeniu obciążenia w stosunku do początkowej długości odcinka l_p .

$$\varepsilon_n = \frac{\Delta l_p}{l_p} \quad (15)$$



Rys. 5. Metoda wyznaczania współczynnika Poissona i modułu Kirchhoffa z wykorzystaniem ekstensometru wzdłużnego i poprzecznego

Fig. 5. Method for determining Poisson's and Kirchhoff's coefficients using a longitudinal and transverse extensometer

Wartość odkształcenia poprzecznego określa się na podstawie zmiany szerokości lub grubości odcinka pomiarowego Δb po przyłożeniu obciążenia w stosunku do początkowej jego długości b :

$$\varepsilon_p = \frac{\Delta b}{b} \quad (16)$$

Przekształcając zależność (14) i podstawiając wyliczony z zależności (13) współczynnik Poissona, uzyskuje się moduł Kirchhoffa G :

$$G = \frac{E}{2(\nu + 1)} \quad (17)$$

Zaletą przedstawionej metody jest stosunkowa prosta metoda obliczeń. Wadą natomiast jest trudny do wykonania pomiar małych wartości odkształceń poprzecznych próbek oraz montaż ekstensometru poprzecznego, którego grot może wgłębiać się w materiał odlewanych próbek tworzywa adhezyjnego. Z próby nie uzyskuje się wartości niszczących naprężenia styczne.

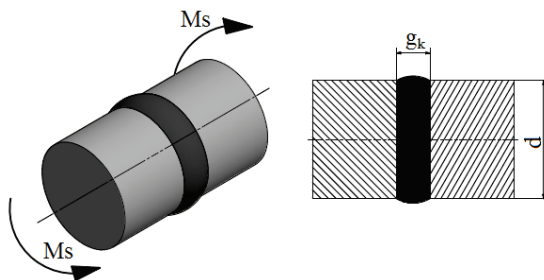
3. PRÓBKI TYPU *IN-SITU*

Inny typ próbek do wyznaczania wykresu naprężenie-odkształcenie stanowią próbki *in-situ*. Odzwierciedlają one rzeczywiste połączenia charakteryzujące się małym wymiarem warstwy kleju. Składają się z elementów sklejaných, połączonych warstwą lub kilkoma warstwami kleju. Niektórzy badacze uzyskują różne wykresy naprężenie-odkształcenie dla próbek odlewanych i *in-situ* [1, 3]. Różnice tłumaczy się wpływem wielu czynników. Wymienić należy najistotniejsze z nich. Pierwszym są reakcje fizykochemiczne w granicznej warstwie między elementami sklejanymi a klejem. Drugim czynnikiem jest ukierunkowany docisk, który może porządkować strukturę wiążącego kleju i powodować jego anizotropowość. Trzecim jest zwiększenie sztywności cienkiej warstwy kleju przez przylegające do niej elementy sklejané o dużo większym module Younga. Sztywność ta wynika bezpośrednio z zablokowania swobodnego przewężenia kleju, co skutkuje występowaniem trójosiowego stanu naprężeń w spoinie. Czwarty czynnik dotyczy występowania spiętrzenia naprężeń na krawędzi spoiny.

Do określenia wartości modułu Kirchhoffa stosuje się trzy typy próbek *in-situ* w postaci doczołowo sklejaných próbek walcowych lub doczołowo sklejaných cylindrów poddawanych skręcaniu (PN-EN 14869-1) oraz grubych elementów sklejaných na zakładkę poddawanych rozciąganiu (PN-EN 14869-2).

3.1. Próbki typu doczołowo sklejaných walców

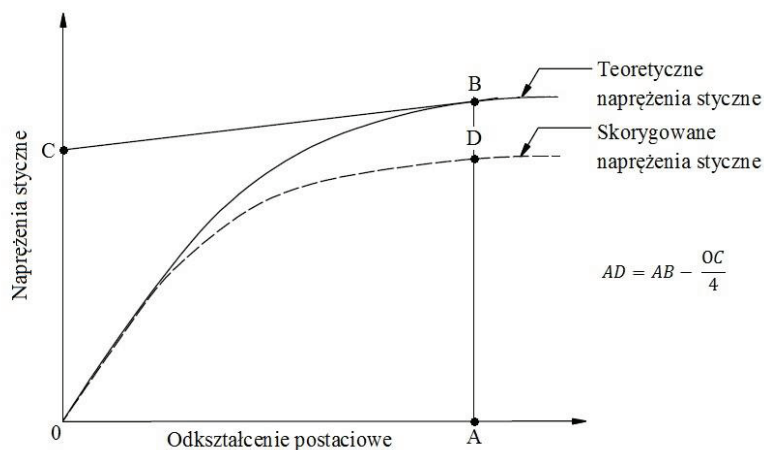
Próbka poddana badaniu składa się z dwóch doczołowo sklejaných ze sobą elementów w kształcie walców (rys. 6).



Rys. 6. Schemat próbki doczołowo sklejaných walców poddawanych skręcaniu
Fig. 6. The cylindrical butt joint subjected to twisting

Charakterystyka badania jest zbliżona do metody pomiaru próbek odlewanych, okrągłego pręta z pomiarem kąta skręcania (2). W celu uzyskania dokładniejszych pomiarów podczas skręcania próbki zaleca się stosowanie spoiny klejowej o większej grubości. Zbyt mała ilość kleju łączącego elementy powoduje mniejsze wartości mierzzonego kąta skręcania, co utrudnia pomiar. Gruba warstwa spoiny klejowej wiąże się z większym wpływem egzotermicznych procesów występujących podczas sieciowania kleju i mniejszą wartością zastosowanego docisku podczas sklejanía.

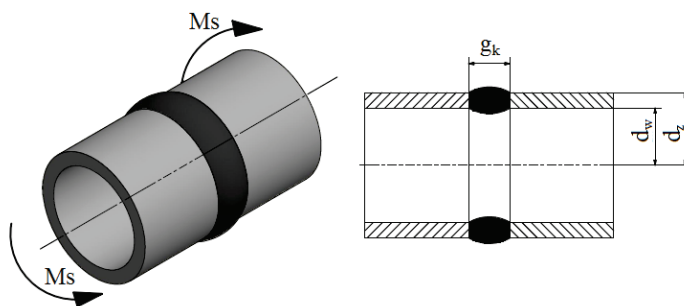
W przypadku przekroczenia granicy plastyczności, w celu uzyskania rzeczywistej zależności naprężenia styczne – odkształcenie postaciowe stosowana jest korekcja Nadaia (rys. 7). Procedura polega na tym, że dla punktów leżących na wykresie teoretycznym, w przykładzie punkt B, wykreśla się linię styczną. W miejscu przejścia tej linii przez oś rzędnych oznacza się punkt C. Następnie wartość naprężeń stycznych rzeczywistych jest określana poprzez obniżenie wartości teoretycznej B o $\frac{1}{4}$ wartości oznaczonej w punkcie C.



Rys. 7. Przykładowa korekcja Nadaia
Fig. 7. Sample of Nadai's correction

3.2. Próbkę typu doczołowo sklejenych cylindrów poddanych skręcaniu

Próbkę do badania stanowią dwa sklezione elementy o kształcie wydrążonych cylindrów (rys. 8), wykonane z materiału o minimum dziesięciokrotnie większym module sprężystości poprzecznej niż badanego kleju [15].



Rys. 8. Schemat próbki doczołowo sklejenych cylindrów poddanych skręcaniu
Fig. 8. Butt-joint of cylinders subjected to twisting

Norma PN-EN 14869-1 zaleca, aby średnica wewnętrzna cylindra była nie mniejsza niż 0,8 jego średnicy zewnętrznej. Obszar sklejenia, rozumiany jako

różnica średnicy zewnętrznej i wewnętrznej, nie powinien być mniejszy niż 10% średnicy zewnętrznej, co przedstawia zależność:

$$d_z - d_w \leq 0,1d_z \quad (18)$$

gdzie: d_w – średnica wewnętrzna cylindra,
 d_z – średnica zewnętrzna cylindra.

Zalecane są próbki typu A, B i C podane w tabeli 1 [15]. Próbka typu W jest próbką o wymiarach, które mieszczą się w warunkach postawionych w normie. W celu porównania różnych typów próbek i ich wpływu na rozkład naprężeń obliczono naprężenia tnące maksymalne i minimalne przy jednakowym momencie skręcającym oraz wyznaczono stosunek między nimi. W próbkach proponowanych przez normę stosunek był stały i wynosił 0,833.

Tabela 1. Wymiary geometryczne zalecanych próbek typu wydrążonych cylindrów i ich wpływ na występujące w warstwie kleju rozkłady naprężeń
 Table 1. Geometrical dimensions of recommended hollow cylinder type specimens and their effect on the stress distributions in the adhesive layer

Typ próbki	Średnica zew. d_z	Średnica wew. d_w	Biegunowy wskaźnik wytrzyma. dla		Naprężenia tnące		Stosunek τ_{max} / τ_{min}
			d_z	d_w	τ_{max}	τ_{min}	
	mm	mm	mm ³	mm ³	MPa	MPa	-
A	72	60	37944,2	45533,0	2,64	2,20	0,833
B	48	40	11242,7	13491,3	8,89	7,41	0,833
C	24	20	1405,3	1686,4	71,16	59,30	0,833
W	35	31,5	2895,1	3216,8	34,54	31,09	0,900

Preferowana prędkość ścinania, określona w normie, powinna wynosić $\gamma = 0,01 \text{ s}^{-1}$, chociaż dopuszcza się zakres od 0,0005 do $0,02 \text{ s}^{-1}$. Prędkość odchylenia kąтового maszyny wytrzymałościowej wyznacza się z równania:

$$\alpha = \frac{\gamma \cdot 2g_k}{d_z} \quad (19)$$

gdzie: g_k – grubość warstwy kleju,
 d_z – średnica zewnętrzna cylindra.

Pomiar polega na rejestracji momentu skręcającego w funkcji kąta skręcenia sklejonnych cylindrów. Specjalny ekstensometr powinien być zamontowany jak najbliżej połączenia. Zmierzone odkształcenie jest sumą odkształcenia spoiny oraz odkształceń sklejonnych elementów. Znając moduł Kirchhoffa materiałów łączonych, można oszacować ich odkształcenie i uwzględnić je w ostatecznych obliczeniach. Wpływ skręcenia na otrzymane wyniki przedstawiono w tabeli 2. Przy obliczeniach przyjęto określone kryteria:

- wartość momentu powodującą wystąpienie w kleju naprężeń o wartości 30 MPa,
- łączna długość elementów sklejanых znajdujących się w zakresie pomiarowym 10 mm,
- grubość warstwy kleju 0,5 mm.

Tabela 2. Wpływ skręcania na wartość odkształcenia kleju w stosunku do odkształcenia całego zakresu pomiarowego dla próbek aluminiowych i stalowych

Table 2. Impact of twisting on the value of strain of the adhesive in relation to the deformation of the entire measuring range for aluminum and steel specimens

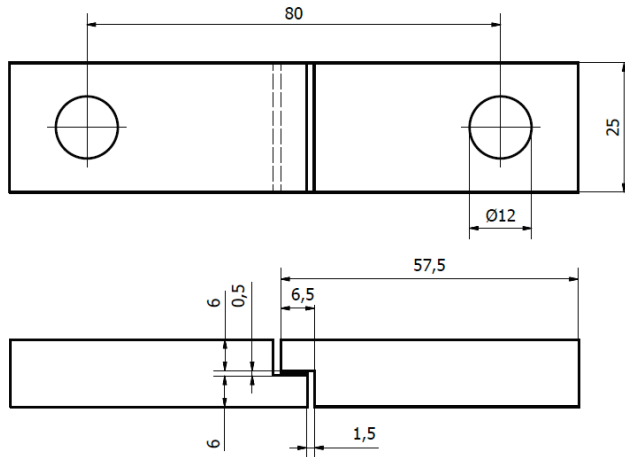
Typ próbki	Moment skręcający	Moment bezwładności przekroju	Wartość kąta skręcenia, °			Odkształcenie kleju w stosunku do odkształcenia całego zakresu pomiarowego	
			Alumini- um G = 25,5 GPa	Stal G = 80 GPa	Klej G = 1 GPa	% dla cyldrów alumi- niowych	% dla cyldrów stalowych
-	Nm	mm ⁴					
A	1138	1365990	0,0187	0,0060	0,0239	0,56	0,80
B	337,2	269825,1	0,0286	0,0090	0,1209	0,81	0,93
C	42	16864,1	0,0562	0,0179	1,9337	0,97	0,99
W	86,8	50664,6	0,0385	0,0123	0,6437	0,94	0,98

Przeprowadzona symulacja wskazuje, że zmiana geometrii (typu próbki) powoduje znaczącą różnicę w zakresie momentu niszczącego połączenie, co umożliwi dobór próbki do zakresu pomiarowego siłomierza. W próbkach o mniejszych średnicach typu C i W występuje pomijalnie mały wpływ odkształcenia łączonych elementów na zmierzone całkowite odkształcenie. Zmiana materiału łączonych elementów daje wysoką poprawę w przypadku zastosowania próbek typu A i B. W pozostałych próbkach wzrost dokładności pomiaru będzie niewielki.

Szczególną zaletą opisywanej metody jest możliwość wyznaczenia nie tylko modułu Kirchhoffa, ale również wytrzymałości na naprężenia styczne powstające podczas skręcania. Wadą jest trudność w wykonaniu próbek, w szczególności sklejenie elementów w jednej osi oraz niedopuszczenie do powstania wewnętrznej wypływyki kleju lub jej późniejsze usunięcie.

3.3. Próbki typu grubych elementów sklejanых na zakładkę poddanych rozciąganiu

Próbkę przeznaczoną do badań stanowią dwa sklezione na pojedynczą zakładkę sztywne elementy wykonane ze stali lub aluminium. Wymiary próbki przedstawiono na rysunku 9 [16].



Rys. 9. Wymiary normatywnej próbki do badania właściwości kleju przy naprężeniach tnących według PN-EN 14869-2 [16]

Fig. 9. Dimensions of the sample to test the properties of the adhesive during shear stress according to PN-EN 14869-2 [16]

Próbkę umieszcza się w uchwycie maszyny wytrzymałościowej i poddaje obciążeniu rozciągającemu, czego konsekwencją jest powstanie naprężeń stycznych w połączeniu. Do pomiaru względnego przemieszczenia się złączonych ze sobą elementów stosuje się ekstensometry lub korzysta się z optycznej metody pomiaru odkształceń [2]. Norma zaleca zastosowanie ekstensometru, którego schemat i umieszczenie względem próbki przedstawiono na rysunku 10a. Punkty styku czujników z połączonymi ze sobą elementami powinny znajdować się w odległości 2 mm od spoiny klejowej. Pomiar siły i przemieszczenia realizuje się od czasu początkowego obciążenia aż do momentu zniszczenia próbki. Schemat próbki przed obciążeniem i po obciążeniu przedstawiono na rysunkach 10b i 10c.

Obliczeń naprężeń stycznych i odkształceń kątowych dokonuje się na podstawie wyników z czujników siły, przemieszczenia oraz wymiarów połączenia klejowego. Średnie naprężenia styczne τ są określone wzorem:

$$\tau = \frac{F}{l \cdot b} \quad (20)$$

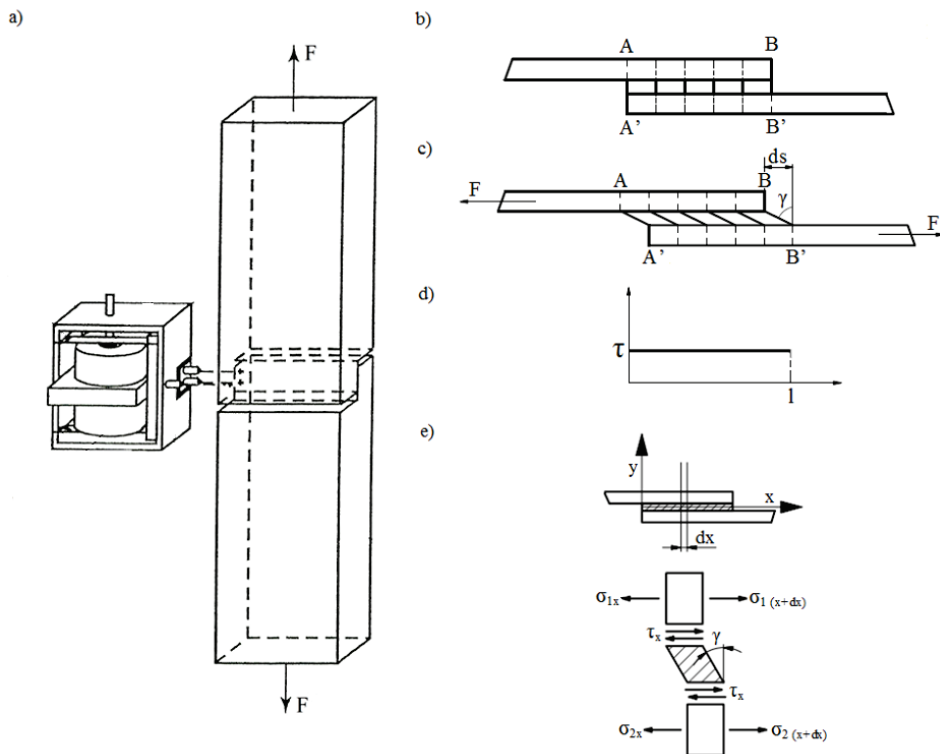
gdzie: F – siła rozciągająca próbkę,
 l – długość spoiny klejowej,
 b – szerokość próbki.

W metodzie przyjmuje się, że wartość naprężeń stycznych jest jednakowa na całej długości spoiny (rys. 10d).

Odkształcenie postaciowe γ (rys. 10e) warstwy kleju można wyznaczyć ze wzoru:

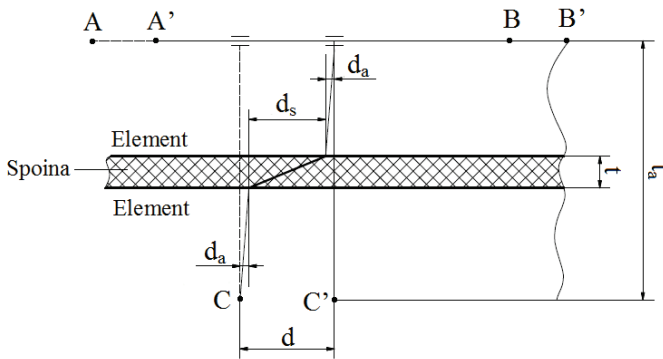
$$\tan \gamma = \frac{d_s}{t} \cong \gamma \quad (21)$$

gdzie: t – średnia wartość pomiarów grubości spoiny,
 d_s – przemieszczenie kleju przy ścinaniu.



Rys. 10. a) Przykładowe mocowanie próbki w maszynie wytrzymałościowej [16], model zakładkowego połączenia klejonego: b) przed odkształceniem, c) po odkształceniu, d) rozkład naprężeń wzdłuż długości połączenia, e) naprężenia i odkształcenia występujące podczas ścinania w wycinku warstwy kleju
 Fig. 10. a) Fixing of the specimen in a testing machine; Adhesively bonded single-lap joints model [16], b) before deformation, c) after deformation, d) stress distribution along the length of joint, e) stress and deformation of the section of the joint during shear test

Wartość przemieszczenia kleju przy ścinaniu d_s można wyznaczyć poprzez przyjęcie jednakowego naprężenia ścinającego τ wyznaczonego przez ekstensometr. W wyniku działających sił dochodzi do odkształcenia w elementach sklepanych, które powoduje wzrost wartości mierzonego przemieszczenia d . Umieszczenie igieł tensometru zobrazowano na schemacie literami A, B i C (rys. 11).



Rys. 11. Odkształcenia mierzone ekstensometrem i błąd metody wynikający z odkształcenia sklejenych elementów

Fig. 11. Deformation measured by extensometer and falsification of the method resulting from the deformation of the adhesively bonded elements

Wartość odkształcenia w samym połączeniu klejonym można więc obliczyć z zależności:

$$d_s = d - d_a \quad (22)$$

Korzystając z powyższych zależności (20) oraz (21), moduł sprężystości poprzecznej wyznacza się ze wzoru:

$$G = \frac{\tau}{\gamma} = \frac{F \cdot t}{l \cdot b \cdot d_s} \quad (23)$$

Wartość odkształcenia elementów sklejenych d_a można obliczyć, korzystając ze wzoru przytoczonego w normie:

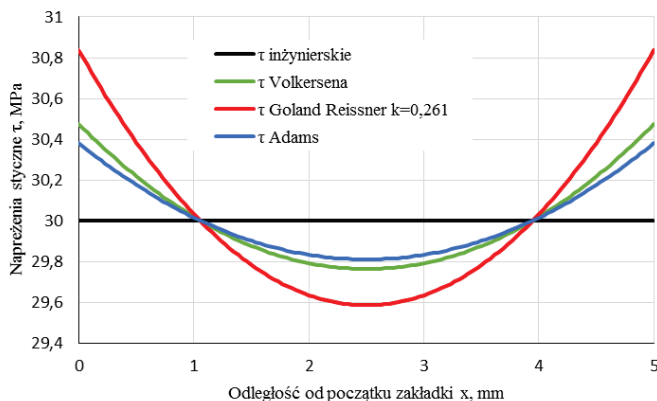
$$d_a = \frac{\tau \cdot (t_a - t)}{G_a} \quad (24)$$

gdzie: t_a – odległość pomiędzy igłami ekstensometru,
 G_a – moduł Kirchhoffa elementów sklejenych.

W powyższej metodzie zakłada się, że warstwy przylegające do spoiny klejonej odkształcają się wyłącznie ze względu na naprężenia styczne, które są równe co do wartości jak w samej spoinie. Jest to założenie, które różni się znacząco od warunków występujących w rzeczywistości. Elementy sklepane podlegają jednocześnie naprężeniom stycznym, jak i normalnym. Z dokonanych analiz wynika, że sposób obliczania odkształcenia d_s obarczony jest błędem 6,5% w przypadku sklejanego elementów stalowych.

Założenie równomiernych naprężeń tnących na całej długości spoiny jest dość znacznym uproszczeniem. Analityczne metody [3, 4] wyznaczania rzeczywistych rozkładów w spoinie klejonej wskazują na większe ich wartości na

brzegach zakładki. Na rysunku 12 porównano rozkłady, w tym wykres średniej wartości naprężeń tnących – inżynierski, oraz bliższe rzeczywistości modele analityczne Volkersena [18], Golanda-Reissnera [11] i Adamsa [1].



Rys. 12. Porównanie rozkładów naprężeń tnących w połączeniu zakładkowym
Fig. 12. Comparison of stress distributions in overlap adhesively bonded joint

Z analizy wykresów wynika, że maksymalne wartości naprężeń są wyższe od średnich o 0,5 do 1 MPa, co stanowi od 1,6 do 3,2%. Nierównomierność ta wzrasta wraz ze zmniejszeniem sztywności łączonych elementów oraz zwiększeniem długością spoiny.

4. PODSUMOWANIE

Istnieje wiele metod wyznaczania wartości modułu Kirchhoffa dla tworzyw adhezyjnych. Fakt ten spowodowany jest niedoskonałością każdej z nich. Próbki odlewane są trudne technologicznie w wykonaniu i nie odwzorowują procesów zachodzących podczas sieciowania tworzywa w połączeniach. Jako jeden z problemów wytwarzania odlewów z tworzyw adhezyjnych można podać często egzotermiczny charakter utwardzania kleju. Dla dużej objętości próbki odlewanej wysoka temperatura może spowodować zmianę struktury, powstawanie wad i w konsekwencji zmianę właściwości mechanicznych próbek. Tworzywa adhezyjne cechują się wysoką adhezją, która może utrudnić, a czasami uniemożliwić oddzielenie odlanej próbki od formy. Próby skręcania dostarczają więcej informacji o zachowaniu się materiału pod wpływem naprężeń stycznych niż próba rozciągania. Zaletą przeprowadzenia prób skręcania i rozciągania odlewanych próbek jest możliwość uzyskania w próbkach jednorodnego stanu naprężenia, który nie występuje w próbkach typu *in-situ*.

W przypadku skręcania próbek doczołowych oraz rozciągania połączeń zakładkowych dochodzi do koncentracji naprężeń na brzegach połączeń. Dodatkowym problemem jest pomiar stosunkowo niewielkich odkształceń wynikających z małej objętości kleju w połączeniu. Złożony stan naprężeń w prób-

kach *in-situ* oraz obecność dodatkowych materiałów w obrębie długości pomiarowych uniemożliwiają uzyskanie wprost wartości odkształceń samego kleju. Pośrednie wyniki po przeliczeniach obarczone są błędami wynikającymi z zastosowanych uproszczeń. Zaletami próbek *in-situ* jest większe odwzorowanie procesów zachodzących podczas sieciowania, w tym wartości docisku i możliwości odprowadzanie ciepła z cienkiej warstwy kleju.

Przedstawiony w pracy przegląd metod wyznaczania modułu Kirchhoffa i właściwości materiałowych pod wpływem naprężeń stycznych wskazuje na skomplikowany charakter zagadnienia. Każda z przedstawionych metod ma swoje wady i zalety, których badający musi być świadomy, podejmując decyzję o wyborze jednej z nich.

Kierunkiem dalszych badań w przypadku próbek odlewanych jest zmniejszanie ich wymiarów, stosowanie form odzwierciedlających warunki sieciowania w połączeniach oraz opracowywanie metod redukcji liczby występujących w ich wnętrzu wad. Dla próbek typu *in-situ* możliwe jest zastosowanie metody pomiaru odkształceń za pomocą cyfrowej korelacji obrazu. W przedstawionych metodach mierzy się przemieszczenie łączonych elementów. Pomiar lokalnych odkształceń mógłby pozwolić na dokładniejsze wyznaczenie modułu Kirchhoffa i współczynnika Poissona.

LITERATURA

- [1] ADAMS R.D., WAKE W.C.: Structural Adhesive Joints in Engineering. Elsevier, London, 1984.
- [2] da SILVAA L.F., da SILVAA R.A.M., CHOUSALA J.A.G., PINTOB A.M.G.: Alternative methods to measure the adhesive shear displacement in the thick adherend shear test. Journal of Adhesion Science and Technology 22(1), 2008, 15-29.
- [3] da SILVA L.F.M., das NEVES P.J.C., ADAMS R.D., SPELT J.K.: Analytical models of adhesively bonded joints – Part I: Literature survey. International Journal of Adhesion and Adhesives 29(3), 2009, 319-330.
- [4] da SILVA L.F.M., das NEVES P.J.C., ADAMS R.D., WANG A., SPELT J.K.: Analytical models of adhesively bonded joints – Part II: Comparative study. International Journal of Adhesion and Adhesives 29(3), 2009, 331-341.
- [5] da SILVA L.F.M., DILLARD D.A., BLACKMAN B., ADAMS R.D.: Testing Adhesive Joints. John Wiley & Sons, Weinheim, 2012.
- [6] da SILVA L.F.M., ÖCHSNER A., ADAMS R.D.: Handbook of Adhesion Technology. Springer, Berlin – Heidelberg, 2011.
- [7] GODZIMIRSKI J., KOMOREK A., SMAL T.: Badania właściwości wytrzymałościowych tworzyw adhezyjnych. Problemy eksploatacji 1, 2007, 157-165.
- [8] GODZIMIRSKI J., PIETRAS A.: Modelowanie spoin połączeń klejowych w obliczeniach MES. Technologia i Automatykacja Montażu 4, 2013, 40-44.
- [9] GODZIMIRSKI J., SMAL T., TKACZUK S., ROŚKOWICZ M., KOMOREK A.: Tworzywa adhezyjne. Zastosowanie w naprawach sprzętu wojskowego. Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa, 2010.
- [10] GODZIMIRSKI J., TKACZUK S.: Możliwości wykorzystania MES do obliczenia wytrzymałości połączeń klejonych. Technologia i Automatykacja Montażu 2, 2001, 43-46.
- [11] GOLAND M., REISSNER E.: Stresses in cemented joints. Journal of Applied Mechanics 11, 1944, 17-27.

- [12] KUCZMASZEWSKI J.: Podstawy konstrukcyjne i technologiczne oceny wytrzymałości adhezyjnych połączeń metali. Wydawnictwa Uczelniane, Lublin, 1995.
- [13] MAĆKOWIAK P., LIGAJ B.: Metody wyznaczania krzywych naprężenie-odkształcenie tworzyw adhezyjnych. Postępy w Inżynierii Mechanicznej 8(4), 2016, 53-62.
- [14] MAĆKOWIAK P., LIGAJ B.: Rozwiązanie konstrukcyjne maszyny do wytwarzania odlewanych próbek tworzyw adhezyjnych. Postępy w Inżynierii Mechanicznej 8(4), 2016, 63-74.
- [15] PN-EN 14869-1:2011 – Kleje do połączeń konstrukcyjnych – Oznaczenie właściwości połączeń konstrukcyjnych przy ścinaniu – Część 1: Badanie metodą skręcania połączonych czółowo elementów w kształcie wydrążonych cylindrów.
- [16] PN-EN 14869-2:2011 – Kleje do połączeń konstrukcyjnych – Oznaczenie właściwości połączeń konstrukcyjnych przy ścinaniu – Część 2: Badanie metodą rozciągania połączeń zakładkowych grubych elementów klejonych.
- [17] PN-EN ISO 527-2:2012 – Tworzywa sztuczne – Oznaczenie właściwości mechanicznych przy statycznym rozciąganiu – Warunki badań tworzyw sztucznych przeznaczonych do prasowania, wtrysku i wytłaczania.
- [18] VOLKERSEN O.: Die Nietkraftverteilung in Zugbeanspruchten Nietverbindungen mit Konstanten Laschenquerschnitten. Luftfahrtforschung 15, 1938, 41-47.

METHODS FOR DETERMINATION OF ADHESIVES'S SHEAR MODULUS AND RESPONSE TO SHEAR STRESS

Summary: To carry out the analytical and numerical calculations bonding joint bonding is necessary to know the mechanical properties of the used adhesives. One of them are shear modulus and strength to shear stress. Methods for obtaining these data for the adhesives are different from the standard methods used for metals and plastics. The article compares the different methods of determining the stress-strain curves, indicating the advantages and disadvantages of allowing the researcher to choose the appropriate methods and interpret the results.

Key words: adhesive joints, adhesive, mechanical properties

Emil SMYK, Dariusz MROZIK, Łukasz OLSZEWSKI

SYMULACJA STRAT MIEJSCOWYCH W ŁUKU O PRZEKROJU OKRĄGŁYM

Streszczenie: Współczynnik strat miejscowych ζ wyznaczany jest doświadczalnie dla różnego rodzaju kształtek. Jest to czasochłonny oraz kosztowny proces. W związku z tym należy poszukiwać metod, które pozwolą zminimalizować nakłady z tym związane. Jest to szczególnie ważne w przypadku projektowania nowego rodzaju kształtek lub przekrojów kanałów. Z tego powodu w pracy przedstawiono numeryczną metodę wyznaczania współczynnika strat miejscowych na przykładzie łuków o przekroju okrągłym.

Słowa kluczowe: modelowane numeryczne, współczynnik strat miejscowych, kształtki

1. WSTĘP

Układy pneumatyczne, hydrauliczne lub wentylacyjne to tylko parę przykładów instalacji, w których wykorzystuje się różnego rodzaju kształtki. Jako kształtki rozumie się gotowe elementy instalacji o różnych przekrojach oraz kształtach. Przykładami kształtek są: kolano/łuk, dyfuzor, konfuzor, trójnik, nagłe zwężenie lub rozszerzenie przewodu, wylot oraz zasuwa [10]. Jednym z najważniejszych parametrów kształtki, w czasie projektowania układu, jest jej współczynnik strat miejscowych ζ .

Współczynnik strat miejscowych ζ może być wyznaczany w sposób doświadczalny [7, 11] lub numerycznie [2, 4, 6]. Metody doświadczalne są czasochłonne i wymagają budowy specjalnego stanowiska. Współczynnik strat ζ zależy jest nie tylko od rodzaju kształtki, ale również od liczby Reynoldsa oraz średnicy rury [5]. Z tego powodu projektowanie oraz stosowanie w praktyce nowego rodzaju kształtek, np. o innym kształcie przekroju pola poprzecznego, jest trudne i bardzo wymagające ze względu na konieczność wyznaczenia współczynnika strat miejscowych ζ . W związku z tym, należałoby znaleźć sposób na numeryczne wyznaczanie strat miejscowych dla różnego rodzaju kształtek, co pozwoliłoby na zmniejszenie ilości badań doświadczalnych.

mgr inż. Emil SMYK, Uniwersytet Technologiczno-Przyrodniczy,
Wydział Inżynierii Mechanicznej, Al. prof. S. Kaliskiego 7, 85-796 Bydgoszcz,
e-mail: emil.smyk@utp.edu.pl

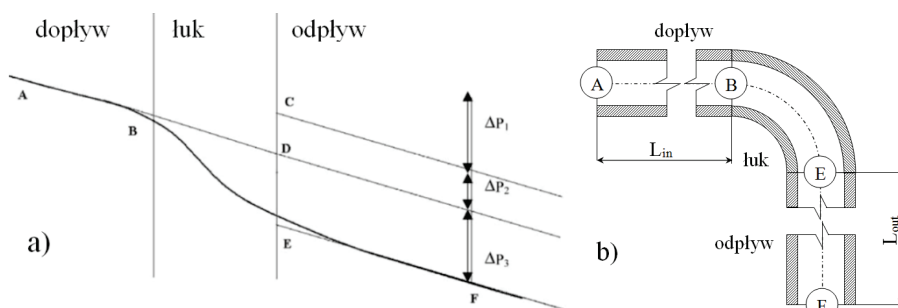
Dariusz MROZIK, e-mail: dariuszmrozik@gmail.com

mgr inż. Łukasz OLSZEWSKI, Uniwersytet Technologiczno-Przyrodniczy,
Wydział Inżynierii Mechanicznej, Al. prof. S. Kaliskiego 7, 85-796 Bydgoszcz,
e-mail: lukasz.olszewski@utp.edu.pl

W pracy przedstawiono sposób numerycznego wyznaczania strat miejscowych w łukach na przykładzie łuków o przekroju okrągłym. Wybór tego rodzaju kształtki jest spowodowany faktem, iż łuki oraz kolana są najczęściej stosowanymi typami kształtek. Należy również zaznaczyć, że autorom nie udało się znaleźć żadnych artykułów poświęconych numerycznemu wyznaczaniu współczynnika strat miejscowych ξ w kolanach bądź łukach.

1.1. Współczynnik strat miejscowych w łuku – sposób wyznaczania

Wyznaczenie współczynnika strat miejscowych ξ w łuku odbywa się poprzez pomiar strat ciśnienia na odcinku rurociągu z zamontowanym łukiem (rys. 1b). Jak widać, różnica ciśnień w punktach pomiarowych A oraz F obejmuje straty ciśnienia spowodowane stratami liniowymi na dopływie oraz odpływie Δp_1 , tarcie płynu o ściankę łuku Δp_2 oraz straty spowodowane samym łukiem Δp_3 (rys. 1a).



Rys. 1. a) Schematyczna zmienność ciśnienia w linii środkowej kanału z łukiem z przedstawieniem poszczególnych spadków ciśnień [6], b) model układu pomiarowego
 Fig. 1. a) Schematic variation of center-line pressure in duct with bend with identification of various pressure drop components [6], b) model of measurement system

Ponieważ straty liniowe na dopływie i odpływie Δp_1 są znane i mogą zostać obliczone na podstawie pomiaru różnicy ciśnień w punktach pomiarowych A oraz F można obliczyć współczynnik strat ciśnienia K_b . Współczynnik ten obliczamy ze wzoru [6]:

$$K_b = \frac{2(\Delta p_2 + \Delta p_3)}{\rho v^2} \quad (1)$$

gdzie: ρ – gęstość płynu roboczego, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$,
 v – prędkość średnia płynu roboczego, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$.

Współczynnik strat miejscowych ξ obliczamy poprzez pomniejszenie współczynnika K_b o straty spowodowane tarcie płynu o ściany kształtki. Współczynnik ξ dla łuków obliczamy ze wzoru [6]:

$$\xi = K_b - \lambda C \theta \quad (2)$$

gdzie: λ – współczynnik strat liniowych,
 C – krzywizna krzywej, $C = 1/R$,
 θ – kąt łuku wyrażony w radianach.

Należy podkreślić, że wzory (1) oraz (2) odnoszą się do przepływów laminarnych. Autorzy nie znaleźli w literaturze odpowiednich wzorów dla przepływów turbulentnych, dlatego w pracy zostały użyte wzory dla przepływów laminarnych.

2. MODELOWANIE NUMERYCZNE

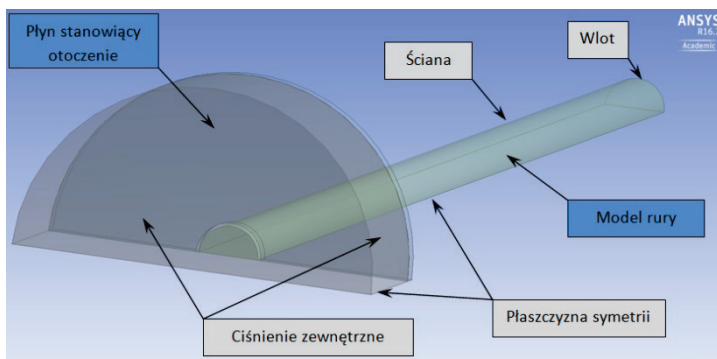
Modelowanie numeryczne zostało wykonane z użyciem programu Ansys Fluent. Pierwszym etapem badań było zasymulowanie przepływu w prostym odcinku rury. Miało to na celu weryfikację dobranego modelu symulacji poprzez porównanie obliczonych współczynników strat liniowych ze współczynnikami obliczonymi z literatury. Kolejnym etapem było wyznaczenie współczynnika strat miejscowych dla łuków o wybranych parametrach.

Wszystkie przedstawione symulacje zostały przeprowadzone dla powietrza z pominięciem jego ściśliwości oraz z użyciem modelu symulacji Spalart-Allmaras [12]. W związku z niewielkimi prędkościami oraz ciśnieniem pominięcie ściśliwości powietrza powoduje niewielki błąd ($< 3\%$ dla prędkości poniżej $100 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) [1, 8].

Model turbulencji Spalart-Allmaras jest modelem najlepiej symulującym warstwę przyścienną. Zastosowanie go powinno umożliwić dokładne zasymulowanie współczynnika strat liniowych λ , co powinno również przełożyć się na dokładność obliczonego współczynnika strat miejscowych ζ (wzór (2)).

2.1. Badania wstępne

Model wraz z warunkami brzegowymi użyty w czasie badań wstępnych przedstawiono na rysunku 2.



Rys. 2. Model rury z warunkami brzegowymi
Fig. 2. Pipe model with boundary conditions

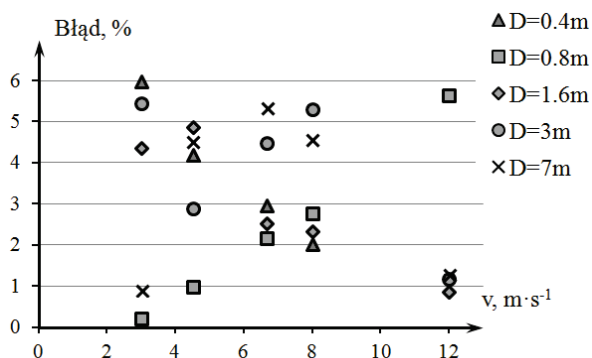
W czasie symulacji użyto różnych wartości średnicy D oraz prędkości v . Przedstawiony model został wykonany z użyciem płaszczyzny symetrii, tak aby ograniczyć liczbę użytych elementów. Zastosowano elementy sześciokątne (ang. *hexahedron*) oraz model turbulencji Spalart-Allmaras [12].

Weryfikację dobranego modelu symulacji przeprowadzono poprzez porównanie współczynników strat liniowych λ otrzymanych z wyników symulacji

ze współczynnikami obliczonymi z literatury [5]. Ponieważ badane rury można traktować jako rury hydraulicznie gładkie, symulacje przeprowadzono dla przyjęciu chropowatości bezwzględnej kanałów $k = 0,1$ mm, współczynnik strat liniowych λ został obliczony z formuły Blasiusa:

$$\lambda = 0,3164 \cdot Re^{-0,25} \quad (3)$$

W czasie symulacji strata ciśnienia na odcinku liniowym była mierzona na długości $L = 5$ m. Odcinek ten poprzedzony był kanałem o długości $L_1 = 10$ m. Dzięki takiemu zabiegowi przepływ na odcinku pomiarowym był w pełni ustabilizowany i charakteryzował się takim samym profilem prędkości w każdej płaszczyźnie przekroju. Błąd względny obliczonego współczynnika strat liniowych λ względem współczynnika teoretycznego przedstawiono na rysunku 3.



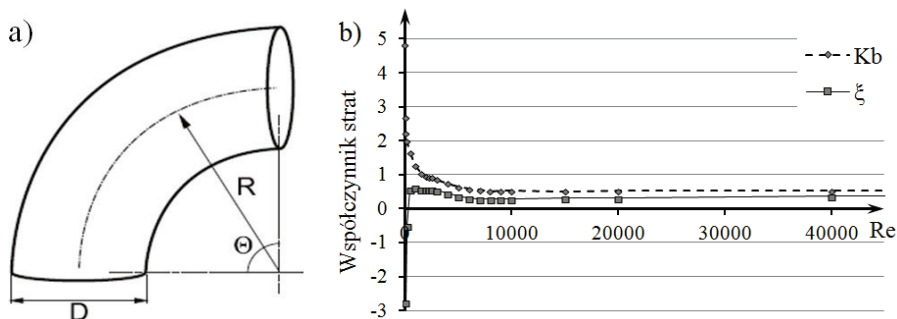
Rys. 3. Błąd względny współczynnika λ dla różnych parametrów symulacji
Fig. 3. The relative error of ratio λ for different simulations parameters

Jak widać, błąd współczynnika λ otrzymanego z symulacji względem współczynnika obliczonego z literatury jest niewielki. Na 25 przeprowadzonych symulacji, gdzie każda charakteryzuje się inną liczbą Reynoldsa, maksymalny błąd wyniósł niecałe 6%. Jest to wynik bardzo dobry i potwierdza trafność wybranego modelu symulacji. Należy podkreślić, że wszystkie obliczenia były prowadzone dla pięciu różnych średnic ($D = 0,4-7$ m) oraz prędkości ($v = 3-12$ m·s⁻¹). Podejście takie pozwoliło uzyskać dużą rozpiętość liczby Reynoldsa ($Re = 8000-6 \cdot 10^6$) dla przeprowadzonych symulacji. Należy nadmienić, że przyjęcie średnicy rurociągu $D = 7$ m miało za zadanie zweryfikować, czy przyjęty model turbulencji jest podatny na zmianę średnicy.

2.2. Wyznaczanie współczynnika strat miejscowych

Wyznaczenie współczynników strat miejscowych ξ wykonano z zastosowaniem modelu symulacji wzorowanego na rysunku 1b. Średnicę rurociągu $D = 400$ mm dobrano w ten sposób, aby miała jak najmniejszy wpływ na współczynnik strat miejscowych ξ (w [5] wykazano, że dla średnic rurociągu mniejszych niż 300 mm współczynnik strat miejscowych ξ nie jest stały i jest silnie zależny od średnicy). Pierwszym etapem badań było wyznaczenie współczynnika strat ciśnienia K_b oraz strat miejscowych ξ dla kolana o współczynniku $R/D = 1$ (rys. 4a). Wyznaczone współczynniki przedstawiono na rysunku 4.

Jak widać, na rysunku 4b przedstawiono współczynniki strat K_b oraz ζ dla łuku $R/D = 1$. Współczynniki strat są początkowo bardzo różne co jest związane z wysokimi wartościami współczynnika strat liniowych λ . Ich wartości stabilizują się dla $Re > 10000$, odpowiednio $K_b \approx 0,48$ oraz $\zeta \approx 0,28$.



Rys. 4. a) Parametry łuku, b) współczynniki strat dla łuku $R/D = 1$
 Fig. 4. a) Bend parameters, b) loss ratio for bend $R/D = 1$

Tablicowa wartość współczynnika strat miejscowych ζ dla kolana o $R/D = 1$ oraz $\theta = 90^\circ$ wynosi w zależności od źródła $\zeta = 0,22$ [3] lub $\zeta = 0,29$ [8]. Otrzymany współczynnik jest zbliżony do współczynników, które można znaleźć w literaturze (błąd względny względem [3] wynosi $\delta = 21\%$, natomiast względem [9] wynosi $\delta = 3\%$). Wynik ten jest zadowalający.

Kolejnym etapem badań było wyznaczenie współczynnika strat miejscowych ζ dla łuków o innych kątach θ oraz parametrze R/D . W tym celu wykonano odpowiednie modele i przeprowadzono obliczenia współczynnika strat miejscowych ζ dla wybranych łuków. Współczynniki strat ζ obliczone na podstawie symulacji przedstawiono w tabeli 1, natomiast współczynniki zaczerpnięte z literatury przedstawiono w tabeli 2, gdzie pierwsza liczba oznacza współczynnik z [3], natomiast druga oznacza współczynnik z [9].

Tabela 1. Współczynnik strat miejscowych ζ dla łuków o przekroju okrągłym, na podstawie symulacji

Table 1. Minor loss coefficient ζ for bend with circular cross-section, on the basis of simulation

R/D	θ					
	20	30	45	60	75	90
0,5	0,10	0,08	0,18	0,36	0,58	0,81
0,75	0,09	0,10	0,16	0,25	0,38	0,49
1	0,09	0,12	0,16	0,19	0,25	0,28
1,5	0,09	0,12	0,16	0,16	0,19	0,18
2	0,09	0,11	0,14	0,15	0,15	0,16
2,5	0,08	0,11	0,14	0,15	0,15	0,16

Tabela 2. Współczynnik strat miejscowych ζ dla łuków o przekroju okrągłym, na podstawie literatury [3, 9]Table 2. Minor loss coefficient ζ for bend with circular cross-section, on the basis of literature [3, 9]

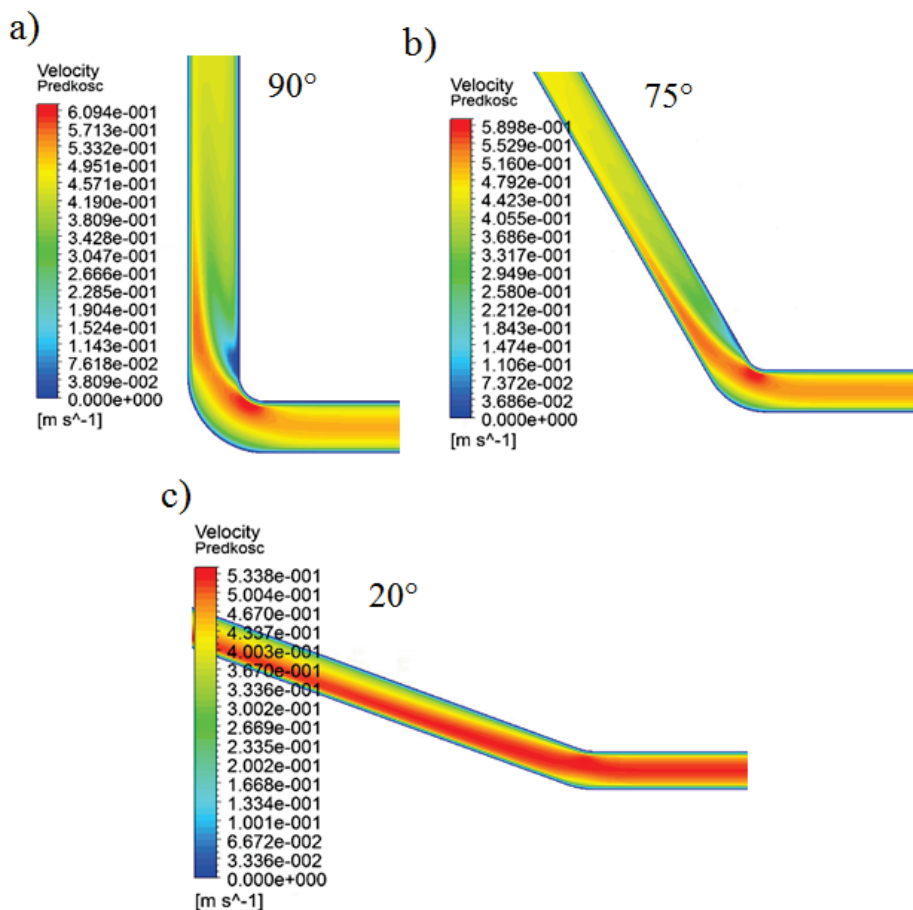
R/D	θ					
	20	30	45	60	75	90
0,5	0,22 / 0,44	0,32 / 0,66	0,43 / 0,99	0,55 / 1,32	0,64 / 1,65	0,71 / 1,98
0,75	0,10 / 0,13	0,15 / 0,19	0,20 / 0,29	0,26 / 0,39	0,30 / 0,48	0,33 / 0,58
1	0,07 / 0,07	0,10 / 0,10	0,13 / 0,15	0,17 / 0,20	0,20 / 0,25	0,22 / 0,29
1,5	0,05 / 0,04	0,07 / 0,06	0,09 / 0,09	0,12 / 0,11	0,14 / 0,14	0,15 / 0,17
2	0,04 / 0,03	0,06 / 0,05	0,08 / 0,07	0,10 / 0,10	0,10 / 0,12	0,13 / 0,15
2,5	0,03 / 0,03	0,05 / 0,05	0,07 / 0,07	0,09 / 0,09	0,11 / 0,11	0,12 / 0,14

Jak widać w tabeli 2, dane literaturowe znacznie różnią się od siebie nawzajem. Niestety autorzy nie znaleźli żadnej obowiązującej normy, która opisywałaby współczynniki strat miejscowych ζ (norma [9] nie jest normą obowiązującą). Pomimo że publikacja [3] jest pracą stosunkowo nową, to dane w niej przedstawione zostały zebrane z literatury anglosaskiej oraz amerykańskiej z lat 70. i 80. Różnice między [3] oraz [9] mogą wynikać z odmiennego podejścia oraz zastosowanej metodyki.

Wyniki symulacji nie różnią się znacznie od wyników literaturowych jedynie dla kątów łuku $\theta = 90^\circ$ oraz $\theta = 75^\circ$ dla stosunku $R/D \geq 1$. W tych przypadkach wartości współczynników strat miejscowych ζ uzyskane podczas symulacji mieszczą się pomiędzy wartościami z literatury [11, 12]. Największe różnice uzyskano dla małych kątów ($\theta = 20^\circ$ oraz $\theta = 30^\circ$). W tych przypadkach wyniki symulacji są praktycznie niezależne od stosunku R/D , a błędy bardzo duże (względem literatury).

Na rysunku 5 przedstawiono rozkłady prędkości w płaszczyźnie symetrii kanałów wentylacyjnych z kolanem o stosunku $R/D = 1$ i różnych kątach θ . Różnice w miejscu oderwania się strumienia oraz sposób, w jaki profil prędkości strumienia stabilizuje się (staje się znowu osiowosymetryczny) za kolanem, są głównymi przyczynami różnic w wartościach współczynnika strat miejscowych ζ dla kolan o różnym kącie łuku θ i stosunku R/D .

Omawiany efekt jest szczególnie widoczny w przypadku łuku o kącie $\theta = 90^\circ$ (rys. 5a), gdzie pęd strumienia medium roboczego rozpraszany jest poprzez uderzenie o ścianę kanału, natomiast za łukiem wytwarzany jest obszar podciśnienia o niskiej wartości prędkości (obszar niebieski na rys. 5a). W łuku o kącie $\theta = 75^\circ$ (rys. 5b) obszar niskiej prędkości (niebieskie pole na rys. 5b) jest mniejszy, a rozproszenie energii strumienia w skutek uderzenie o ścianę kanału nie jest tak gwałtowne. Przekłada się na zmniejszenie wartości strat miejscowych. W przypadku łuku o kącie $\theta = 20^\circ$ (rys. 5c) opisywane zjawiska prawie nie występują, a łuk ten charakteryzuje się najmniejszą wartością współczynnika strat miejscowych ζ .



Rys. 5. Przykładowe rozkłady prędkości w płaszczyźnie symetrii kanału z kolaniem o współczynniku $R/D = 1$ i kącie a) $\theta = 90^\circ$, b) $\theta = 75^\circ$ oraz c) $\theta = 20^\circ$

Fig. 5. Examples of velocity distributions in the symmetry plane of the duct with elbow with the coefficient $R/D = 1$ and angle a) $\theta = 90^\circ$, b) $\theta = 75^\circ$ and c) $\theta = 20^\circ$

3. WNIOSKI

Zastosowanie modelu Spalart-Allmaras pozwoliło na bardzo dokładne wyznaczenie współczynników strat liniowych λ (błąd $< 6\%$). Jednakże ten model turbulencji okazał się niewystarczający w przypadku obliczania współczynników strat miejscowych ζ . Uzyskane współczynniki znacząco różnią się od danych literaturowych. Błąd względny pomiędzy danymi literaturowymi [3] a współczynnikami obliczonym na podstawie symulacji jest mniejszy niż 10% jedynie dla łuków o kącie $\theta \geq 45^\circ$ i stosunku $R/D = 1$ oraz dla łuków o kącie $\theta = 90^\circ$ i stosunku $R/D = 1,5$ lub $R/D = 2$. W pozostałych przypadkach błąd jest większy niż 10% , a otrzymane wyniki nie mogą zostać uznane za prawidłowe.

Dodatkowo przedstawiono przykładowe rozkłady prędkości w płaszczyźnie symetrii kanałów z łukiem o stosunku $R/D = 1$.

W pracy wykazano, że metoda turbulencji Spalart-Allmaras może być wykorzystywana do obliczeń współczynników strat liniowych λ oraz, w szczególnych przypadkach, do obliczeń współczynników strat miejscowych ζ ($R/D = 1$ oraz $\theta \geq 45^\circ$).

LITERATURA

- [1] CENGEL Y.A., CIMBALA J.M.: Fluid Mechanics: fundamentals and applications. The McGraw-Hill Company, New York, 2006.
- [2] GAN G., RIFFAT S.B.: Measurement and computational fluid dynamics prediction of diffuser pressure-loss coefficient. Applied Energy 54(2), 1996, 181-195.
- [3] HENDIGER J., ZIĘTEK P., CHLIDZINSKA M.: Wentylacja i klimatyzacja. Materiały pomocnicze do projektowania. Venture Industries Sp. z o.o., Warszawa, 2013.
- [4] KHEIREDDINE A.S., SANDA M.H., CHATURVEDI S.K., MOHIELDIN T.O.: Numerical prediction of pressure loss coefficient and induced mass flux for laminal natural convective flow in a vertical channel. Energy 22(4), 1997, 413-423.
- [5] KLINKE T.: Wentylacja, tablice do obliczeń strat ciśnienia. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 2007.
- [6] MAHARUDRAYYA S., JAYANTI S., DESHPANDE A.P.: Pressure losses in laminar flow through serpentine channels in fuel cell stacks. Journal of Power Sources 138(1-2), 2004, 1-13.
- [7] MIKA Ł.: Badania współczynnika strat miejscowych podczas przepływu zawiesiny lodowej przez nagłe zwężenie rury. Inżynieria i Aparatura Chemiczna 49(1), 2010, 73-74.
- [8] MITOSEK M.: Mechanika płynów w inżynierii i ochronie środowiska. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 2007.
- [9] Norma PN-76 M-34034.
- [10] PELECH A.: Wentylacja i klimatyzacja – podstawy. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2008.
- [11] STRZELECKA K., JEŻOWIECKA-KABSCH K.: Rzeczywiste wartości współczynników oporów miejscowych podczas przepływu wody przez skokowe rozszerzenie rury. Ochrona środowiska 30(2), 2008, 29-33.
- [12] User's Guide, ANSYS FLUENT 12, Release 14.0., Ansys Inc.

SIMULATION OF MINOR LOSS COEFFICIENT IN BEND WITH CIRCULAR CROSS-SECTION

Summary: Minor loss coefficient ζ is determined experimentally for different typer of fittings. It is time-consuming and expensive process, therefore we should be sought methods to minimize the expenses associated with it. It is particularly necessary in the case of design a new type of fittings or cross-section shapes of channels. With this reason, the paper proposes a numerical method for determining the minor loss coefficient on the example of bend with circular cross-section.

Key words: numerical modeling, minor loss coefficient, fittings

Oleh SYNYUK, Oleh POLISHCHUK, Tomasz KAŁACZYŃSKI

**REDUCTION OF ELECTRICITY EXPENDITURE
OF THE ROLLER DEVICE FOR THE RECYCLING
OF POLYMERIC MATERIALS BY OPTIMIZATION
OF PARAMETERS**

Summary: The dynamic calculation of the loads arising during the recycling of polymeric material in a roller device, carried out in the work, allowed to determine the main technological and structural parameters that affect the power consumed by this device. The analytical expressions, which connected the basic parameters of the roller device with the stress-strain state created in the polymeric material, were obtained. For the first time, for such devices, the physical and mechanical characteristics of the polymer were taken into account.

The mathematical model of the process of polymer material recycling in a roller device, which takes into account the dynamics of the interaction of toothed rollers and the physical and mechanical properties of the polymeric material that was developed, allowed us to determine the optimal technological and structural parameters of the roller device, in which the electrical energy consumption would be minimal.

The method of optimization of technological and structural parameters of a roller device, which provided the minimum power consumption, was proposed. Using the obtained laws, it was possible to determine the basic technological and structural parameters of rollers, which with minimal electric energy consumption create a deformation in which the spheruline structure of the polymeric material is oriented and the connections between the conglomerate oriented spherulites are destroyed.

Key words: polymer waste, tension, deformation, fracture, roller device, power.

1. THE RESEARCH TASKS AND URGENCY

In previous works [3-5] the process of transformation of the spheruline structure into the oriented structure of the conglomerates of the extracted spherulites was studied, dependences between the relative deformations of the polymer material and the spherulites were obtained [3].

In the work [6], there was proposed a prototype of equipment for recycling of polymer waste, consisting of: a toothed roller that provides stretching of the polymeric material in the direction of its feed and compression in the transverse direction to the feed; From rollers made of the Relo profile, which provide stretching and shear of the polymeric material in the direction of its feed and

Oleh SYNYUK, Khmelnytskyi National University, Ukraine, e-mail: synoleg@ukr.net

Oleh POLISHCHUK, Khmelnytskyi National University, Ukraine,

e-mail: opolishchuk71@gmail.com

dr inż. Tomasz KAŁACZYŃSKI, Uniwersytet Technologiczno-Przyrodniczy,

Wydział Inżynierii Mechanicznej, Al. prof. S. Kaliskiego 7, 85-796 Bydgoszcz,

e-mail: tomasz.kalaczynski@utp.edu.pl

compression in the transverse direction to the feed; The needle-cutter, which provides shredding of a polymeric material, in which the connections between the conglomerate of the spherulites are destroyed as a result of material processing by the two previous nodes. In the work [6], the basic structural parameters of the gear rollers, which are created in the processed polymeric material, deformation of stretching and compression, which destroy its structure, were calculated.

Nowadays in the world there is an acute problem of saving energy resources, in particular electricity. In this regard, when designing equipment for the recycling of polymer waste, attention should be paid to optimizing its parameters that affect the consumption of electrical energy.

In order to reduce the cost of electricity we will solve the problem, which is that, given the productivity of the roller device, it is necessary to optimize its basic technological and structural parameters, in which the power used for deformation, in which the spheruline structure is drawn, and the connections between the conglomerates of oriented spherulites are destroyed, would be minimal.

In this work, we will consider a node consisting of toothed rollers, between which a polymeric material passes. The toothed rollers, scrolling, create a tensile stress in the polymeric material, under the influence of which the structure of the polymer is strongly oriented, and compression tensions that destroy the bonds between the conglomerates of the elongated spherulites.

Thus, the purpose of this study is to analyze the influence of the main technological and structural parameters of the roller device on the power consumed by it, and, on the basis of the obtained dependencies, the development of a method for optimizing the technological and structural parameters of the roller device to reduce the cost of electric energy.

2. THE RESEARCH METHODOLOGY

During the passage of the polymeric material between the toothed rollers, it is subjected to deformations of tension and compression along the entire thickness. The calculation scheme of polymer processing is presented in Figure 1.

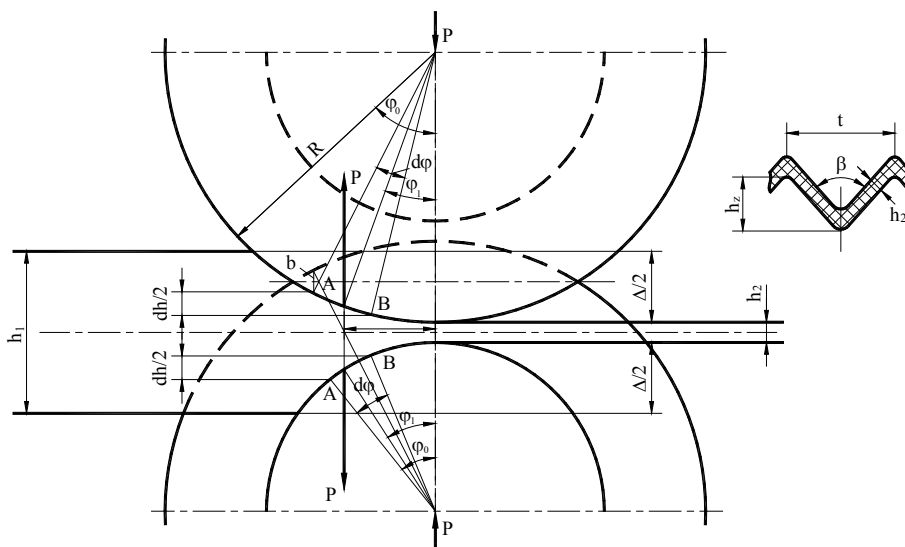


Fig. 1. Scheme of deformation of polymeric material in toothed rollers

The polymeric material with an initial thickness h_1 enters the zone of action of the toothed rollers, and proceeds out of it with a thickness h_2 (Fig. 1). Before calculating this device, it is necessary to determine the deformation of the polymeric material, which must be ensured to obtain the oriented structure [3, 4].

We accept the following assumptions:

- there is no strain relaxation;
- the area of influence on the polymer is only in the plane of the toothed rolls axes.

In the process of action on the polymeric material of the toothed rolls it undergoes: stretching, compression and bending [6]. The inner layer of the polymeric material at the vertex of the teeth will be taken out under the action of tensile stresses and compressed under the action of bending stresses (Fig. 2).

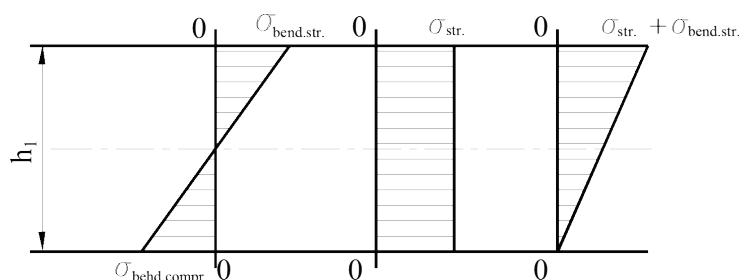


Fig. 2. Diagrams of internal tensions arising in a polymeric material

Thus, the tensile deformation of the inner layer is compensated by its compression deformation, and the deformation of the outer layer of polymeric material increases due to tension that occurs during bending. As a result of the fact that tops of the teeth and cavities have different radii of rotation, there is a tangential tension caused by friction.

Consequently, when recycling the polymeric material in the toothed rollers, the power will be spent on deformation of the tensile material, deformation of compression and overcoming frictional forces.

In view of the foregoing, complete torque can be represented as follows:

$$T = T_{str} + T_{cmp} + T_{fr} \quad (1)$$

where: T_{str} – the moment of force causing the stretching of the polymeric material,
 T_{cmp} – the moment of force causing the compression of the polymeric material,
 T_{fr} – the moment of friction.

Let us consider the stresses in the interaction zone of the polymeric material with the roller teeth. The whole process of this interaction will be divided into two stages.

At the first stage, the stretching of the polymeric material takes place (Fig. 1). Bending and stretching forces create forces acting on the toothed rollers:

$$P_1 = 2P_{def} \cos \frac{\beta}{2} \quad (2)$$

where: P_{def} – the force causing deformation in the zone of interaction of the polymer with the teeth of the rolls,
 β – the angle of teeth profile.

The stretching area of a polymeric material that is limited to the curve $R \cdot d\varphi$ and thickness of the material dh is determined from the equation:

$$dS_1 = R \cdot d\varphi \cdot dh \quad (3)$$

where: $d\varphi$ – the change in the angle of rotation of the toothed rollers,
 dh – the change in the thickness of the polymeric material, which decreases as a result of the previous drawing.

The thickness of the polymeric material h_2 after passing between the toothed rollers is determined from the following equation:

$$h_2 = h_1(1 - \nu\varepsilon_1) \quad (4)$$

where: ν – Poisson's coefficient for a particular polymeric material (selected from reference books [2]),
 ε_1 – tensile strain, which provides drawing and orientation of spherulites in the polymeric material.

The force acting on an area dS_1 of polymeric material can be determined from the following equation:

$$dP_{def} = \sigma_{str} \cdot R \cdot d\varphi \cdot dh \quad (5)$$

where: σ_{str} – tensile strain.

This force has the same values on both sides of the teeth and creates a force of resistance that prevents the rotation of the toothed rollers:

$$dP_1 = 2\sigma_{str} \cdot R \cdot \cos\frac{\beta}{2} d\varphi \cdot dh \quad (6)$$

The moment created by force dP_1 , shall be defined as follows:

$$dM_{def} = 2\sigma_{str} \cdot R^2 \cdot \cos\frac{\beta}{2} \sin\varphi \cdot d\varphi \cdot dh \quad (7)$$

Turning to the angle φ_1 , toothed rollers compress previously stretched polymeric material. Compression of the polymeric material in order to destroy the bonds between the elongate conglomerate of the spherulites occurs at the second stage of the interaction of the polymer material with the toothed rollers (Fig. 1).

The compression area of the polymeric material, which is limited by the curve and the length of the surface of the contact between the polymer and the tooth, can be determined from the following equation:

$$dS = R \cdot d\varphi \cdot dl \quad (8)$$

where: dl – The length of the arc on which the polymer material contacts the lateral surface of the tooth, which varies from 0 to l_1 ,

t – step between the teeth.

From Figure 1 we define l_1 as follows:

$$l_1 = -\frac{t}{2\sin\frac{\beta}{2}} \quad (9)$$

The force acting on an area dS_2 perpendicular to the side surface of the teeth, thereby compressing the polymeric material, is determined from the following equation:

$$dP_p = \sigma_{cmp} \cdot R \cdot d\varphi \cdot dl \quad (10)$$

The force dP_p creates a force of resistance to the rotation of the toothed roll dP_{rot} and axial force dP_{ax} , oriented along the axis of rotation of the roller. Axial force acts on the lateral surfaces of the teeth, that is, its components, acting on opposite surfaces in one direction, are mutually offset, so it will not create moment.

The resistance force to rotation of the toothed roller dP_{rot} from compression of polymeric material on the sides of teeth is determined from the following equation:

$$dP_{rot} = 2\sigma_{cmp} \cdot R \cdot \sin \frac{\beta}{2} d\varphi dl \quad (11)$$

where: σ_{cmp} – compression tension.

Compressive moment, created by the force of resistance dP_{rot} , according to Figure 1 we define as follows:

$$dM_{cmp} = 2\sigma_{cmp} \cdot R^2 \cdot \sin \frac{\beta}{2} \sin \varphi d\varphi dl \quad (12)$$

In practice, the moment arms acting on the toothed rollers may differ, for example, at different diameters of rollers. Experimental studies of the deformation of the polymeric material as a result of its passage between the toothed rollers carried out within the framework of this work, showed that to obtain the desired structure of the polymeric material at a minimal cost of electricity, rollers of the same diameter should be used.

Thus, the full moment of resistance to the rotation of one of the teeth can be determined by the following formula:

$$dM = dM_{def} + dM_{cmp} = 2\sigma_{str} \cdot R^2 \cdot \cos \frac{\beta}{2} \sin \varphi \cdot d\varphi \cdot dh + 2\sigma_{cmp} \cdot R^2 \cdot \sin \frac{\beta}{2} \sin \varphi d\varphi dl \quad (13)$$

We integrate the equation (13) by φ for an interval from φ_0 to φ_1 (stretching) and for an interval from φ_1 to 0 (compression); by h for an interval from h_1 to h_2 ; by l for an interval from 0 to l_1 :

$$\begin{aligned} M &= \int_{\varphi_0}^{\varphi_1} \int_{h_1}^{h_2} dM_{def} + \int_{\varphi_1}^0 \int_0^{l_1} dM_{cmp} = \\ &= \int_{\varphi_0}^{\varphi_1} \int_{h_1}^{h_2} 2\sigma_{str} \cdot R^2 \cdot \cos \frac{\beta}{2} \sin \varphi d\varphi dh + \int_{\varphi_1}^0 \int_0^{l_1} \sigma_{cmp} \cdot R^2 \cdot \sin \frac{\beta}{2} \sin \varphi d\varphi dl = \\ &= 2\sigma_{str} \cdot R^2 \cdot \cos \frac{\beta}{2} (\cos \varphi_0 - \cos \varphi_1) \cdot (h_2 - h_1) + \\ &\quad + 2\sigma_{cmp} \cdot R^2 \cdot \sin \frac{\beta}{2} (1 - \cos \varphi_1) \cdot l_1 \end{aligned} \quad (14)$$

Taking into account the expressions (4) and (9) and Hooke's law, let us rewrite equation (14) as follows:

$$M = 2R^2 \cdot \left(E_1 \cdot \varepsilon_1^2 \cdot \nu \cdot \cos \frac{\beta}{2} (\cos \varphi_1 - \cos \varphi_0) \cdot h_1 + \frac{t}{2} \cdot E_2 \cdot \varepsilon_2 \cdot (1 - \cos \varphi_1) \right) \quad (15)$$

where: E_1, E_2 – modulus of elasticity, respectively, along and across the orientation of the spherulite conglomerates,

ε_1 – tensile strain at which the orientation of the spherulites occurs,

ε_2 – deformation of compression, in which the destruction of bonds between oriented conglomerate spherulites occurs. Deformations $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ are determined by the equations given in the works [3-5].

The cosines of the angles φ_0 and φ_1 we express through the structural parameters of the roller device (Fig. 1) in this way [4]:

$$\begin{aligned} \cos \varphi_0 &= \frac{2R - h_z - \varepsilon_2 h_1}{2R} \\ \cos \varphi_1 &= \frac{(2R - h_z) \sin \frac{\beta}{2} - h_2}{(2R - h_z) \sin \frac{\beta}{2}} \end{aligned} \quad (16)$$

where: h_z – the height of the teeth on both rollers.

Thus, using equation (15), one can determine the total moment of resistance to the rotation of one tooth.

In addition to the full moment of resistance to the rotation M , which can be called the moment of useful resistance, the moment of harmful resistance M_w to the frictional forces that arise between the polymeric material and the teeth due to the difference in the radii of vertices and dentures of the teeth is applied to the toothed rollers. As a result, the polymeric material slides on the lateral surfaces of the teeth (Fig. 3).

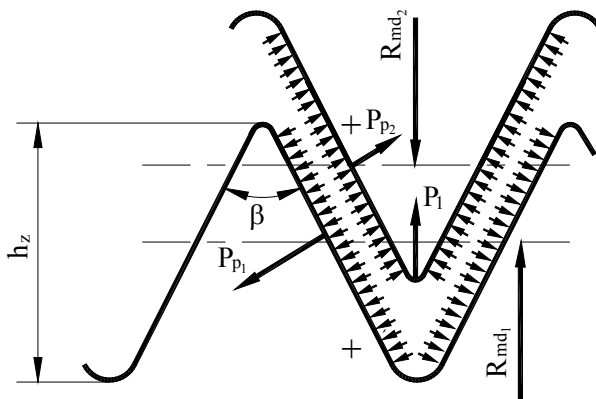


Fig. 3. Scheme of forces that arise between the polymeric material and the lateral surfaces of the teeth

At the point where joints and cavities are combined, the circular velocities are equal ($\omega_1 R_1 = \omega_2 R_2$). Since the radii of the toothed rollers of this device must be the same, the angular velocity of their rotation must also be the same ($\omega_1 = \omega_2$). If the thickness of the polymer material is equal to zero, in the middle of the lateral surface of the tooth of one roll, which coincides with the middle of the lateral surface of the cavity of another roller, there would be no slip. Since the polymer products recycled on this equipment always have a thickness, the circles of the average radii of the teeth of the rollers are in contact with each other (Fig. 3), which causes the difference in speeds over the thickness of the polymeric material from the tooth of one roller to the tooth of the other that leads to slipping.

To destroy the bonds between the oriented conglomerates of the spherulites in a transversely elongated polymeric material, it is necessary to compress it to the deformation ε_2 , which can be calculated from the equations obtained in the work [3]. By the defined compression deformation ε_2 , the gap between the toothed rollers is set.

As a result of compression of the polymeric material located between the teeth of the rollers by the force P_1 (Fig. 3) in the material arises effort P_p trying to stretch it in the transverse direction, thereby destroying connections between oriented conglomerates of spherulites.

The slip caused by the difference in speed over the thickness of the polymer material, and the normal pressure created by the effort, results in the appearance of dry sliding friction between the polymer material and the toothed roller. The resulting friction force is proportional to the normal pressure and is directed in the opposite direction to the slip speed.

As can be seen from Fig. 3, the frictional forces on the outer side of the polymer material at the point of contact with the lateral surfaces of the tooth on both rollers are directed in opposite directions, therefore, in the polymeric material there will be strain of displacement that will cause the corresponding deformation. These deformations will contribute to the destruction of the oriented structure of the polymeric material.

The shear deformation significantly depends on the technological (rotational speed of the toothed rollers) and structural (tine height, profile angle, gap between the rollers, roller diameter) parameters of the processing equipment, thickness and physical and mechanical characteristics of the polymeric material.

As it was noted earlier, in the proposed device the speed of rotation of the toothed rollers is equal to ($\omega_1 = \omega_2$). Therefore, in the case of small thickness of the polymeric material ($h = (1...4) \cdot 10^{-3}$ m) there appears insignificant shear deformation, which can be neglected due to the fact that the coefficients of friction, such as polyethylene and polyethylene terephthalate and polyimide film on steel lies in the range $f = 0,2...0,6$.

Investigation of the recycling of polymeric materials with a thickness greater than indicated above, requires determination of shear strain and consideration when calculating its technological and structural parameters of recycling equipment.

The friction between the polymeric material and toothed roller appears at the time of touching the top of a tooth by a polymer. In order to reduce slippage of polymeric material, on the tops of teeth there are cut notches that hook the material and drag it into the space between the rollers.

While stretching a polymeric material between the teeth of one roller, on the side surfaces of tooth there is friction that is different from the friction force of the compression of a polymer. The forces of friction on the sides of teeth caused by tension and compression polymeric material are defined in the following expressions:

– stretching of the polymer:

$$dF_1 = 2 f \sigma_{str} R \cos \frac{\beta}{2} d\varphi dh \quad (17)$$

– compression of the polymer:

$$dF_2 = 2 f \sigma_{cmp} R d\varphi dl \quad (18)$$

where: f – coefficient of friction of polymeric material on steel.

The moment of friction dF_1 , dF_2 , which is created on the lateral surfaces of the tooth, we define from the following equation:

$$dM_{fr} = 2 f \sigma_{str} R^2 \cos \frac{\beta}{2} d\varphi dh + 2 f \sigma_{cmp} R \left(R - \frac{h_z}{2} \right) d\varphi dl \quad (19)$$

We integrate the equation (19) by φ on the interval from φ_0 to φ_1 (stretching) on the interval from φ_1 to 0 (compression); by h on the interval from h_1 to h_2 ; by l on the interval from 0 to l_1 :

$$\begin{aligned} M_{fr} &= \int_{\varphi_0}^{\varphi_1} \int_{h_1}^{h_2} 2 f \sigma_{str} R^2 \cos \frac{\beta}{2} d\varphi dh + \int_{\varphi_1}^0 \int_{0}^{l_1} 2 f \sigma_{cmp} R \left(R - \frac{h_z}{2} \right) d\varphi dl = \\ &= 2 f \sigma_{str} \cdot R^2 \cdot \cos \frac{\beta}{2} (\varphi_0 - \varphi_1) \cdot (h_2 - h_1) + 2 f \sigma_{cmp} \cdot R^2 \cdot \left(1 - \frac{h_z}{2R} \right) (0 - \varphi_1) \cdot l_1 \end{aligned} \quad (20)$$

Taking into account the expressions (4) and (9) and Hooke's law from equation (20), we obtain the expression for the moment of friction on one tooth:

$$M_{fr} = 2 f R^2 \left(E_1 \cdot \varepsilon_1^2 \nu \cdot \cos \frac{\beta}{2} (\varphi_0 - \varphi_1) \cdot h_1 + \frac{E_2 \varepsilon_2 t}{2 \sin \frac{\beta}{2}} \cdot \left(1 - \frac{h_z}{2R} \right) \varphi_1 \right) \quad (21)$$

The total moment of useful and harmful resistances on one tooth of each roller is determined from the equation (19), taking into account the expressions (15) and (21), and is written as follows:

$$M_{sum} = 2R^2 \cdot \left\{ E_1 \varepsilon_1^2 \nu h_1 \cdot \cos \frac{\beta}{2} ((\cos \varphi_1 - \cos \varphi_0) + f \cdot (\varphi_0 - \varphi_1)) + \right. \\ \left. + \frac{E_2 \varepsilon_2 t}{2} \left((1 - \cos \varphi_1) + f \left(1 - \frac{h_z}{2R} \right) \frac{\varphi_1}{\sin \frac{\beta}{2}} \right) \right\} \quad (22)$$

The total torque is determined from the following expression:

$$T = M_{sum} \cdot z \quad (23)$$

where: z – number of teeth on each roll.

Then the power that is consumed to create a torque at a uniform motion is equal to:

$$N = \frac{T \cdot \omega}{\eta} \quad (24)$$

where: η – the coefficient of performance of the device (experimentally substantiated meaning $\eta = 0,65$),

$\omega = \frac{\pi n}{30}$ – angular speed of rotation of toothed rollers, rad^{-1} ,

n – frequency of rotation of toothed rollers, min^{-1} .

Substituting expression (22) into equation (24), taking into account (23), we obtain the power that should be spent on the drawing of the spherulites and the destruction of the bonds between the conglomerate-oriented spherulites in the polymeric material:

$$N = \frac{z \pi n R^2}{15 \cdot \eta} \cdot \left\{ E_1 \varepsilon_1^2 \nu h_1 \cdot \cos \frac{\beta}{2} ((\cos \varphi_1 - \cos \varphi_0) + f \cdot (\varphi_0 - \varphi_1)) + \right. \\ \left. + \frac{E_2 \varepsilon_2 t}{2} \left((1 - \cos \varphi_1) + f \left(1 - \frac{h_z}{2R} \right) \frac{\varphi_1}{\sin \frac{\beta}{2}} \right) \right\} \quad (25)$$

As can be seen from equation (25), for optimizing energy expenditures for obtaining the oriented structure of polymeric material and breaking the bond between conglomerate-oriented spherulites, it is necessary to optimize the technological (rotational speed of the toothed rollers) and structural (number and height of the teeth, profile angle, roller diameter, gap between rollers) parameters of the recycling device.

3. THE RESULTS OF THE RESEARCH

Output parameters for calculation: speed of rollers: $n = 1000 \text{ min}^{-1}$; the diameter of the toothed rollers: $D = 0,1 \text{ m}$; number of teeth: $z = 25$; the step of teeth: $t = 1 \text{ mm}$; the angle of the teeth profile: $\beta = 60^\circ$; initial thickness of the polymeric material: $h_1 = 4 \text{ mm}$.

The polymeric material:

- Polyethylene film ($E_1 = 1020 \text{ MPa}$, $E_2 = 770 \text{ MPa}$, $\nu = 0,37$),
- Polyimide film ($E_1 = 5500 \text{ MPa}$, $E_2 = 3400 \text{ MPa}$, $\nu = 0,35$),
- Polyethylene terephthalate ($E_1 = 8239 \text{ MPa}$, $E_2 = 2000 \text{ MPa}$, $\nu = 0,32$) [1, 2].

Figure 4 shows the dependence of the power consumed on the rotation of the toothed rollers, on the deformation of the polymeric material.

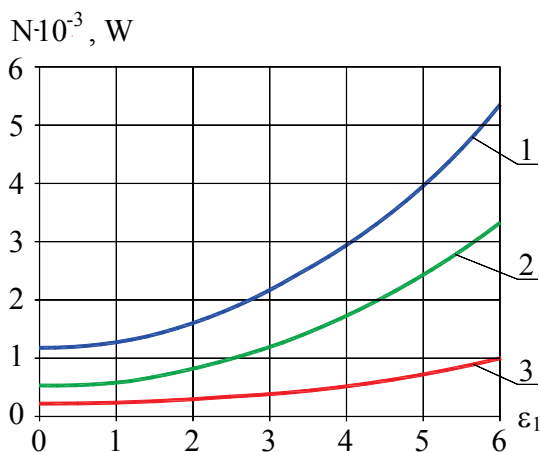


Fig. 4. Dependence of power on the relative deformation of polymeric materials:
1 – polyethylene terephthalate; 2 – polyimide film; 3 – polyethylene film

The graph shows that for the deformation of the material $\epsilon_1 = 0,8$ in which it spheruline structure becomes a structure of oriented conglomerates of elongated spherulites with broken bonds [4, 5] there is a need to spend, for example for polyimide film, $800 \text{ W}\cdot\text{h}$ the electric power.

In order to reduce energy consumption, it is necessary to optimize the parameters of the roller device. To do this, we analyze the influence of technological (rotational speed of toothed rollers) and structural (diameter of rollers, profile angle and step of teeth) on the power used to create a given deformation of the polymeric material as a result of passing it between the toothed rollers.

Figures 5-8 show the power dependence on the rotation frequency and the diameter of the toothed rollers, the profile angle and the step of the teeth.

Structural parameters such as the profile angle and the step of the teeth are not included in equation (1), so changing them can optimize the consumption of electrical energy without affecting the performance of the device.

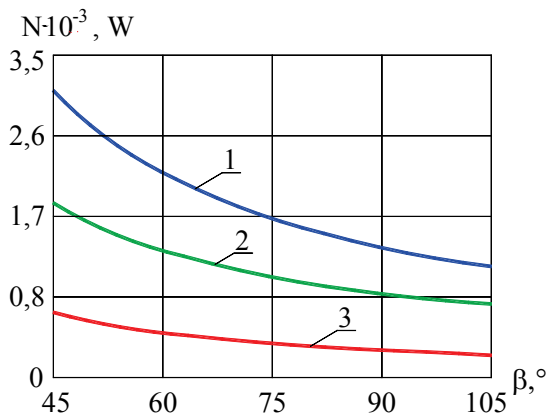


Fig. 5. Dependence of power from the angle of the teeth profile:
1 – polyethylene terephthalate; 2 – polyimide film; 3 – polyethylene film

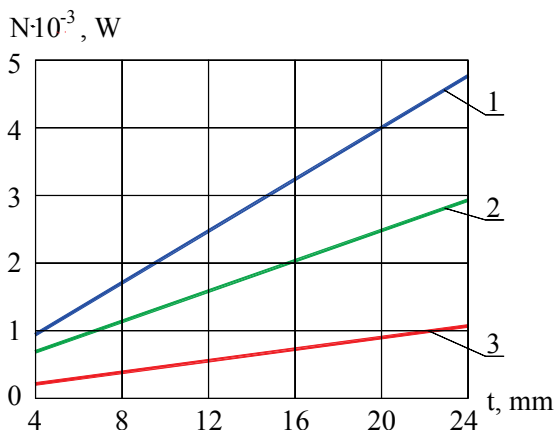


Fig. 6. Dependence of power from the step of the teeth:
1 – polyethylene terephthalate; 2 – polyimide film; 3 – polyethylene film

As can be seen from Figure 5, the greater is the meaning of the angle of the teeth profile, the less power the device consumes. However, according to [6] the profile angle may increase to a meaning of 78° . A further increase in the angle may lead to the fact that the device cannot provide the required deformation, i.e. spheruline structure in which the polymeric material is destroyed and the links between conglomerates of oriented spherulites are destroyed.

Figure 6 shows that an increase in the step between the teeth leads to an increase in power consumption. According to [6] a known angle of tooth profile

at which the required deformation is provided and minimum power is consumed, let us define the step between the teeth as $t = 4$ mm.

In Figures 7, 8 there are given dependencies on the power consumed by a roller device, the diameter of the toothed rolls and frequency of their rotation.

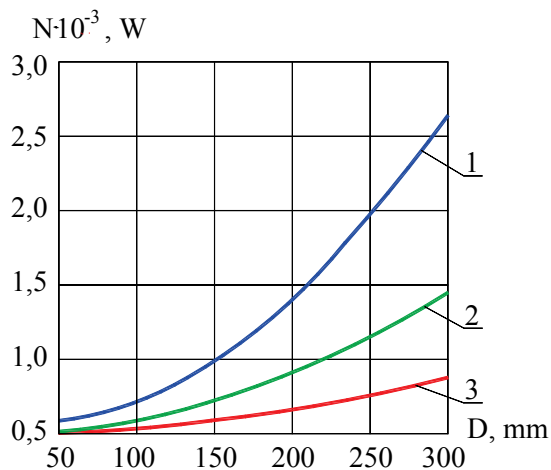


Fig. 7. Dependence of power on the diameter of the toothed rollers: 1 – polyethylene terephthalate; 2 – polyimide film; 3 – polyethylene film

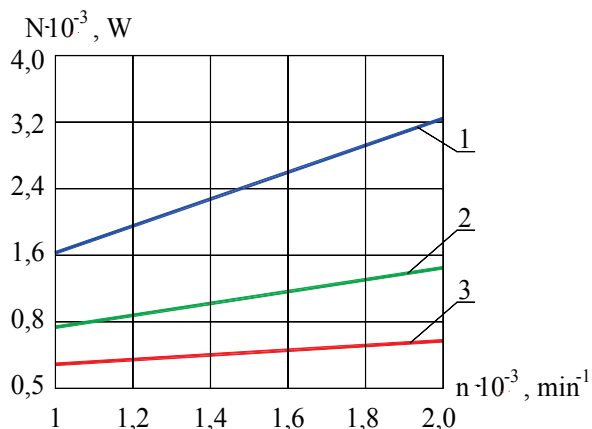


Fig. 8. Dependence of power on the rotational speed of the toothed rollers: 1 – polyethylene terephthalate; 2 – polyimide film; 3 – polyethylene film

As it can be seen from shown in Figures 7-8 dependencies of increasing of the diameter of rollers and their rotational speed lead to an increase in electric energy consumption. This is due to an increase in the inertial forces that arise during the rotation of the rollers and their interaction with the polymeric material.

Reducing the diameter and rotation speed of the toothed rollers will reduce the power consumption, but this will reduce the performance of this device.

Therefore, in our opinion, it is worth investigating which of these two parameters has the greatest impact on power consumption.

A similar analysis was performed for polyethylene film and polyethylene terephthalate.

4. CONCLUSIONS AND RECOMMENDATIONS

The material loading scheme was determined and analytical dependencies were obtained that relate the basic technological and structural parameters of a roller device with a stress-strain state in a polymeric material.

The basic technological and structural parameters of the roller device were determined, by optimizing which it can be achieved reducing the amount of power consumed by the device, namely the radius of the toothed rollers, the angle of the profile and the step of the teeth, the speed of the rollers.

The method of optimization of technological (speed of rotation of toothed rollers) and structural (diameter of toothed rollers, profile angle and step of the teeth) parameters, at which the minimum power consumption for certain polymeric materials is provided, was proposed. Using the obtained laws, it is possible to determine the basic technological and structural parameters of rollers that, with minimal electric energy consumption, create a deformation in which the spheruline structure of the polymeric material is oriented and the bonds between the conglomerates of the oriented spherulites are partially destroyed.

Using the proposed method, analytical studies of the influence of the technological and structural parameters of the roller device on the power expended on the destruction of the structure of the polymeric material were carried out. As a result, it was found that in the recycling of polymer waste, the lowest electricity consumption will be at the following parameters of the device:

- recycling of polyethylene terephthalate: the diameter of the toothed rollers was from 50 to 80 mm, the angle of the profile of the teeth – $90 \dots 100^\circ$, the step between the teeth – $5 \dots 8$ mm, the frequency of rotation of the rollers – $1000 \dots 1100 \text{ min}^{-1}$;
- recycling of polyimide film: the diameter of the toothed rollers was from 100 to 120 mm, the angle of the profile of the teeth – $75 \dots 90^\circ$, the step between the teeth – $6 \dots 8$ mm, the frequency of rotation of the rollers – $1400 \dots 1600 \text{ min}^{-1}$;
- recycling of polyethylene film: the diameter of the toothed rollers was from 110 to 140 mm, the angle of the profile of the teeth – $60 \dots 80^\circ$, the step between the teeth – $6 \dots 10$ mm, the frequency of rotation of the rollers – $1700 \dots 2000 \text{ min}^{-1}$.

Thus, for the energy-saving recycling of the polymer materials mentioned above, it is necessary to design a device with rotating toothed rollers with the following parameters: diameter $D = 120$ mm, $\beta = 80^\circ$, $t = 8$ mm; $n = 1200 \text{ min}^{-1}$.

REFERENCES

- [1] KOSTRITSKY V.V.: Structural-mechanical model of amorphous-crystalline polymers. Mechanics of composite materials – Riga: Zinatne 4, 1990, 585-593.
- [2] MANTIYA F. LA.: Secondary recycling of plastics. F. La. Mantiya (ed.), translation from English by G.E. Zaykov, Profesiya, St. Petersburg, 2006, 400.
- [3] SYNYUK O.: Determination of the elastic properties of amorphous-crystalline polymer of spherulites structure. Visnyk of Vinnytsia Polytechnic Institute, Vinnytsia, 6, 2016, 77-85.
- [4] SYNYUK O., SKYBA M.: Modeling of the change of the supramolecular structure of polymeric materials during orientational drawing. Visnyk of Khmelnytskyi National University, 6, 2016, 45-51.
- [5] SYNYUK O.: The method of calculating effective resilient properties of oriented polymers. Technical sciences and technologies Chernihiv, 4, 2016, 16-24.
- [6] SYNYUK O.: Determination of rational structural parameters of devices for polymer recycling. Scientific Journal of the Ternopil National Technical University, 1, 2017, 53-60.

ZMNIJSZENIE WYDATKÓW ENERGII ELEKTRYCZNEJ URZĄDZENIA ROLKOWEGO DO RECYKLINGU MATERIAŁÓW POLIMEROWYCH PRZEZ OPTYMALIZACJĘ PARAMETRÓW

Streszczenie: Dynamiczne obliczenia obciążeń powstających podczas recyklingu materiału polimerowego w urządzeniu rolniczym, przeprowadzone w pracy, pozwoliły określić główne parametry technologiczne i konstrukcyjne, które wpływają na moc zużywaną przez to urządzenie. Przeprowadzone zagadnienie analityczne pozwoliło na połączenie podstawowych parametrów urządzenia rolniczego ze stanem naprężenie-odkształcenie wytworzonym w materiale polimerowym. Po raz pierwszy w przypadku takich urządzeń wzięto pod uwagę właściwości fizyczne i mechaniczne polimeru.

W pracy przedstawiono model matematyczny procesu recyklingu materiału polimerowego w urządzeniu rolniczym, który uwzględnia dynamikę oddziaływania użebionych wałków oraz właściwości fizyczne i mechaniczne materiału polimerowego.

Zaproponowano metodę optymalizacji parametrów technologicznych i strukturalnych urządzenia rolniczego zapewniającego minimalne zużycie energii. Pozwoliło to na określenie podstawowych parametrów technologicznych i strukturalnych wałków, które przy minimalnym zużyciu energii elektrycznej powodują odkształcenie, w którym struktura sferoidalna materiału polimerowego jest zorientowana, a połączenia między sferolitami zorientowanymi na konglomerat są niszczone.

Słowa kluczowe: odpady polimerowe, wytrzymałość na rozciąganie, odkształcenie, pękanie, urządzenie rolnicze, moc

Tomasz SZYNKA, Tomasz PACZKOWSKI

FUNKCJE POSTPROCESORA
W TECHNOLOGII PROGRAMOWANIA OBRABIAREK
STEROWANYCH NUMERYCZNIE

Streszczenie: Postęp w dziedzinie oprogramowania CAM (Computer Aided Manufacturing) i rosnące możliwości obrabiarek CNC (Computer Numeric Control) powodują, że wymagania w stosunku do postprocesorów są bardzo wysokie, jeśli chodzi o ich niezawodność, możliwości, spełnianie oczekiwań użytkownika. Praca poświęcona jest wybranym problemom przetwarzania końcowego (postprocesingu), wynikającym z praktycznych zastosowań; uzyskanych w trakcie wdrożeń postprocesorów na różnych typach obrabiarek. Wprowadzono terminologię stosowaną przy tworzeniu postprocesorów i omówiono zagadnienia interpolacji kołowej, programowania w układzie 3+2 osie. W publikacji omówiono problemy związane z pierwszym najazdem w obróbce 5-osiowej powierzchni krzywoliniowych.

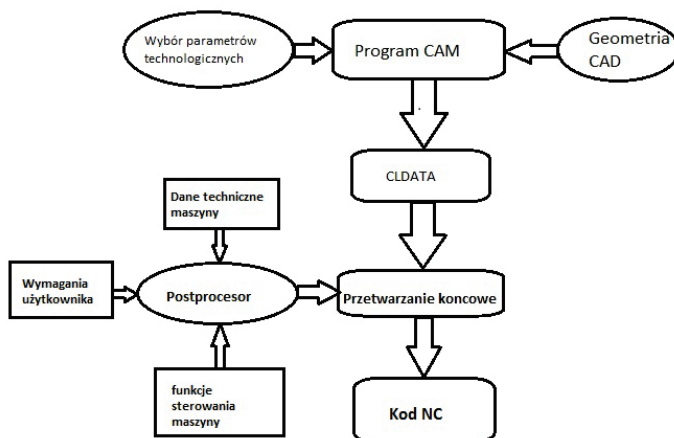
Słowa kluczowe: postprocesor, CAD/CAM, program NC, programowanie CNC

1. WPROWADZENIE

Programy CAM tworzą kod źródłowy CL data (cutter Location) [3], w których zawarte są dane geometryczne obliczeń poszczególnych strategii. Nie jest to jednak jeszcze program, który można wykorzystać do sterowania maszyną CNC. Zbiór CLDATA musi być jeszcze skompilowany z użyciem postprocesora, który jest zbiorem instrukcji i dostarcza systemowi informacji dotyczących sposobu zapisu zrozumiałego przez układ sterujący maszyną. Postprocesor jest zbiorem otwartym, który jest zapisany jako niekodowany plik z opisem procedur i odpowiadających im funkcji maszynowych lub zamkniętych tworzonych w edytorach dostępnych tylko z poziomu danego oprogramowania CAM. Efektem pracy postprocesora jest kod sterujący NC (Numeric Control), który należy rozumieć jako zbiór w standardzie ISO 6983, DIN 66025 [3] zgodny z normami PN-73M-55256, PN-93/M-55251 oraz instrukcjami producentów oprogramowania sterującego maszyny CNC, np. Heidenhain, Mazak. Generowanie kodu NC przedstawiono na poniższym schemacie (rys. 1).

mgr inż. Tomasz SZYNKA, e-mail: bthform@poczta.onet.pl

dr hab. inż. Tomasz PACZKOWSKI, prof. nadzw. UTP, Uniwersytet Technologiczno-Przyrodniczy, Wydział Inżynierii Mechanicznej, Al. prof. S. Kaliskiego 7, 85-796 Bydgoszcz, e-mail: tomasz.paczkowski@utp.edu.pl



Rys. 1. Schemat generowania kodu NC
Fig. 1. Schema of generating NC code

2. INTERPOLACJA KOŁOWA

Główne elementy robocze maszyny w przyjętym układzie X,Y,Z poruszają się w wyznaczonych kierunkach po liniach prostych, zatem przemieszczenia liniowe nie stanowią problemu. Wystarczy podać położenie punktu startowego P1(Xs; Ys; Zs) i punktu końcowego P2(Xk; Yk; Zk), a obrabiarka wykona ruch z P1 do P2 po najkrótszej drodze. Ten ruch nazywamy interpolacją liniową i oznaczamy G1 dla kodu ISO, np.:

```
G1 X34.123 Y-5.12.478 Z0
L dla Hiedenhan.
L X34.123 Y-5.12.478 Z0
```

W przypadku gdy chcemy wykonać ruch po okręgu, łuk lub część łuku, stosujemy interpolację kołową, czyli zamianę łuku na małe odcinki linii prostych, tak aby z określoną dokładnością wykonać zadany kształt.

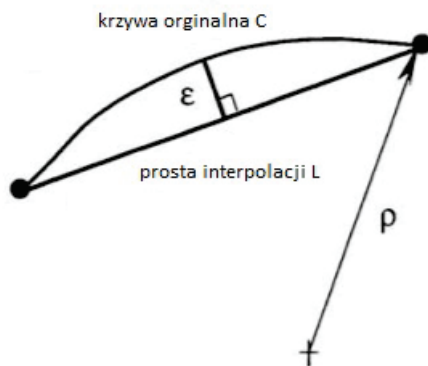
Dokładność interpolacji kołowej \mathcal{E} przedstawioną graficznie na rysunku 2 można określić wzorem [1]:

$$\left(\frac{L}{2}\right)^2 + (\rho - \varepsilon)^2 = \rho^2 \quad (1)$$

gdzie: L – prosta interpolacji,
 ρ – promień interpolacji,
 ε – dokładność interpolacji.

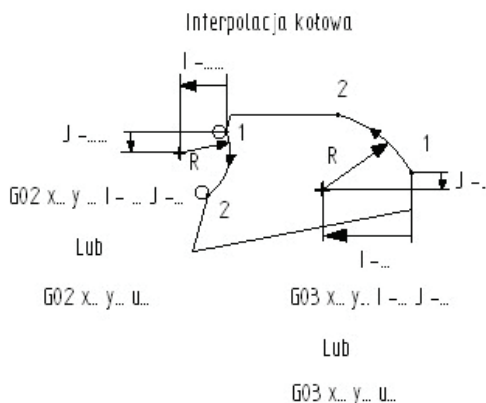
Po przekształceniu:

$$\varepsilon = \frac{L^2}{8\rho} \quad (2)$$



Rys . 2. Liniowa aproksymacja zadanej krzywej
Fig. 2. Linear approximation of the set curve

W postprocesorze umieszcza się funkcję programowania G02 lub G03, która uruchamia procedurę aproksymacji łuku przez system sterowania obrabiarki. Maszyna śledzi też dokładność wykonania ϵ automatycznie, a jej wartość zapisana jest w systemie przez producenta obrabiarki. Zapis interpolacji kołowej przedstawiono na rysunku 3.



Rys. 3. Zapis interpolacji kołowej
Fig. 3. Record of circular interpolation

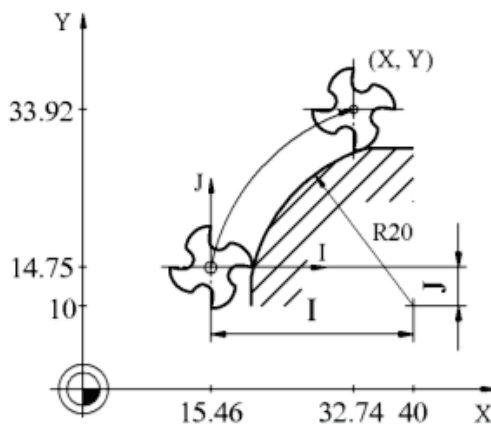
Zapis interpolacji kołowej zgodny z kodem ISO:
G02(lub G03) X... Y... Z... I... J... K...

- gdzie: G02 – ruch po okręgu zgodny z ruchem wskazówek zegara,
G03 – ruch po okręgu przeciwny do ruchu wskazówek zegara,
X, Y, Z – adresy współrzędnych końca łuku,
I; J; K – adresy współrzędnych środka łuku.

Podstawowym zadaniem, jakie trzeba ustalić podczas opracowania postprocesora jest wybór między zastosowaniem interpolacji kołowej; łuk wtedy opisany jest za pomocą funkcji G02, G03 a wyłączeniem tej funkcji i wtedy łuk

generowany jest w postaci odcinków, czyli interpolacji liniowej. W tym drugim przypadku system CAM aproksymuje łuk i przejmuje kontrolę nad dokładnością \mathcal{E} , która zależy od dokładności ustawionej w strategii ścieżki narzędzia. Ten zapis jest dłuższy, jednak nie generuje błędów i pozwala na wykonanie ruchu kołowego po spirali, a nie tylko na płaszczyznach równoległych do płaszczyzn XY, XZ, YZ układu współrzędnych.

Należy ustalić także sposób obliczania łuku przez system sterowania obrabiarki. Przykład interpolacji kołowej przedstawiono na rysunku 4.



Rys. 4. Przykład interpolacji kołowej [5]
Fig. 4. Example of circular interpolation [5]

Poniżej przedstawiono studium przypadku, aby poznać kilka sposobów zapisu kodu NC [5]:

- a) zapis, w którym współrzędne środka łuku zapisane są względem początku łuku:

```
.....
N234 G01 X15.46 Y14.75 F500
N235 G02 X32.74 Y33.92 I24.54 J-4.75
.....
```

- b) zapis, w którym współrzędne środka łuku zapisane są względem początku układu współrzędnych (bezwzględnie):

```
.....
N234 G01 X15.46 Y14.75 F500
N235 G02 X32.74 Y33.92 I40 J10
.....
```

- c) zapis, w którym podajemy promień łuku:

```
.....
N0110 G01 X15.46 Y14.75 F500
N0120 G02 X32.74 Y33.92 R20
.....
```

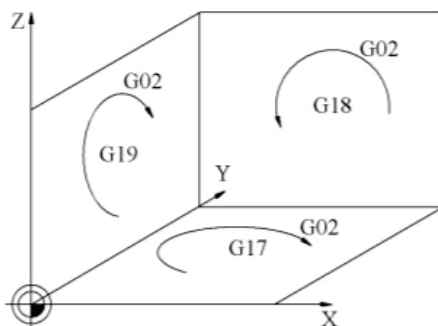

Łuk zapisuje się w trzech głównych płaszczyznach (rys. 5), XY, XZ, YZ. Prawidłowy zapis wymaga deklaracji płaszczyzny za pomocą jednej z trzech funkcji:

G17-płaszczyzna XY (I;J)

G18-płaszczyzna XZ (I;K)

G19-płaszczyzna YZ (J;K)

W postprocesorze dokonuje się wyboru funkcjonalności, w której płaszczyźnie będzie generował interpolację kołową, a w której łuk będzie aproksymowany liniowo. Najczęściej jest to płaszczyzna XY, a deklaracja następuje już na początku programu. Trzeba również pamiętać o tym, aby sprawdzić możliwości obrabiarki.



Rys. 5. Płaszczyzny interpolacji [5]

Fig. 5. Interpolation Plane [5]

Błędy w zapisie w programach generowanych z systemu CAM są uciążliwe, ponieważ zatrzymują wykonywanie programu, wydłużając czas obróbki. Sprawiają, że proces jest mało efektywny. Warto więc wiedzieć, co można zrobić, aby ich uniknąć.

Poprawny zapis według instrukcji programowania danej maszyny jest podstawą do prawidłowego działania obrabiarki. Istnieją pewne zasady, których trzeba przestrzegać. Zaczyna się od podania płaszczyzny obróbki, która musi być zadeklarowana przed wystąpieniem łuku, następnie linia programu z przywołaniem funkcji G02, G03, które są najczęściej modalne, ale funkcje te należy sprawdzić w ustawieniach maszyny lub bezpośrednio wykonać próby na obrabiarce. Należy zwrócić uwagę na zapis w którym łuk przechodzi w następny łuk [1]:

.....

N234 G01 X-15.0 Y0.0F500

N235 G02 X0.0 Y15.0 I0.0 J0.0

N235 X15 Y0.0 I0.0 J0.0

Funkcja G02/G03 modalna (obowiązuje do odwołania)

.....

N234 G01 X-15.0 Y0.0F500

N235 G02 X0.0 Y15.0 I0.0 J0.0

N235 G02X15 Y0.0 I0.0 J0.0

Funkcja G02/G03 nie jest modalna (obowiązuje w danym bloku)

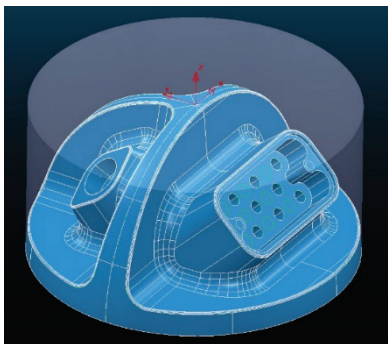
.....

W czasie wykonywania programu na obrabiarce może się zdarzyć nieoczekiwany błąd i maszyna zatrzyma się z komunikatem o niezgodności końca łuku. Bardzo często tak się dzieje, gdy w systemie sterowania maszyny dokładność osiągnięcia współrzędnych interpolacji kołowej ustawiana jest do 0,001 mm, a w programie obróbczym liczby są deklarowane także do 0,001 mm. Powodem tego jest zaokrąglenie, które generuje postprocesor, np. wartość liczby 23,5638 w programie zapisuje jako 23,564, czyli system odczytuje jako 23,5640, co skutkuje zatrzymanie obrabiarki.

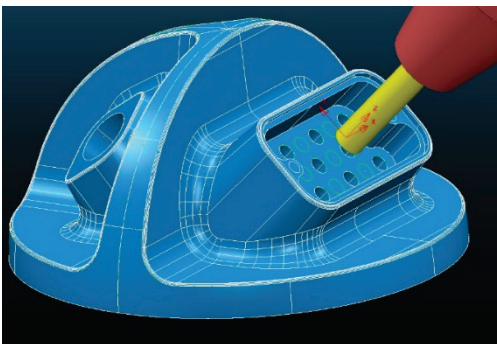
Najprostszym sposobem uniknięcia tego błędu jest generowanie liczb z dokładnością do czterech miejsc po przecinku. Sposób ten został sprawdzony w praktyce podczas prób.

3. PROGRAMOWANIE W UKŁADZIE INDEKSOWANYM

Programowanie więcej niż trzech osi wymaga wspomaganie procesu przez wyspecjalizowane programy CAM. Jednak istnieje metoda polegająca na indeksowaniu położenia detalu lub narzędzia. Polega ona na obrocie np. detalu wokół jednej lub dwóch osi i wykonanie operacji w już w trzyosiowym obróconym układzie współrzędnych, która pozwala programować również z pulpitu operatora obrabiarki. Charakterystyczną cechą tego typu obróbki jest występowanie w programie NC funkcji transformacji i obrotu chwilowego lokalnego; czasami tylko dla jednej obróbki, układu współrzędnych. Linia programu opisująca ruch narzędzia; poza początkiem, jest zapisana tak jak w programie trzy osiowym, tylko współrzędnymi położenia punktu X;Y;Z. Przedstawiono to na przykładzie (rys. 6, 7).



Rys. 6. Ustawienie przedmiotu względem głównego układu współrzędnych
Fig. 6. Determination of the object relative to the main coordinate system



Rys. 7. Ustawienie przedmiotu względem lokalnego układu współrzędnych
Fig. 7. Determination of the object relative to the local coordinate system

Na rysunku 6 przedstawiono ustawienie głównego układu współrzędnych (GUW), który ustawiany jest również na obrabiarce jako baza detalu i to w tym układzie będzie generowany program NC. Przyjęto koncepcję ustawiania jego w środku gabarytu przygotówki i na powierzchni górnej. Na rysunku 7 przed-

stawiono ustawienie lokalnego układu współrzędnych (LUW) potrzebnego do wykonania wybrania, którego płaszczyzna XY jest równoległa do dna wybrania i w Z osadzona na jego górze.

Istnieją dwa sposoby generowania ścieżek obróbczych w przypadku obróbki 3+2 osie, a wybór w postprocesorze jednego z nich związany jest z funkcjonalnościami, jakie chcemy mieć dostępne.

Zapis w systemie Heidenhain530 przedstawia się następująco [2]:

```

.....
36CYCL DEF 7.0 PUNKT ZEROWY      przesunięcie układu współrzędnych
                                   (LUW)
37 CYCL DEF 7.1 X0.0
38 CYCL DEF 7.2 Y-33.75
39 CYCL DEF 7.3 Z-24.75
40 Z-200 M91
41 PLANE SPATIAL SPA+45.0 SPB+0.0 SPC+0.0 TURN F8000 SEQ-TABLE ROT
                                   obrót układu współrzędnych (LUW)
42; ***Pierwszy ruch 3+2 ax ***
43 M129
                                   wyłączenie RTCP (Tool Rotary Center Point)
44 L X+1.212 Y-18.47 FMAX
45 L Z+10.0 FMAX
46 L Z+3.0 FMAX
47 L Z-1.0 FQ10
48 L X+1.222 Y-18.45 FQ11
49 CC X+1.045 Y-18.361
50 C X+1.133 Y-18.184 DR+
                                   interpolacja kołowa
51 L X+0.856 Y-18.025
52 L X+0.599 Y-17.835
53 CC X+0.0 Y-18.553
54 C X+0.0 Y-17.617 DR+
.....

```

Przykład pokazuje strategię obróbki z wykorzystaniem przesunięcia lokalnego układu współrzędnych za pomocą cyklu 7, następnie jego obrotu za pomocą specjalnej funkcji PLANE SPATIAL i wykonywania obróbki w trzech osiach XYZ. Zaletą takiego rozwiązania w postprocesorze jest możliwość zastosowania wszystkich funkcjonalności z obróbki trzyosiowych, tj. korekcji narzędzia, interpolacji kołowej, cykli maszynowych do wiercenia. Zapis ten jednak wymaga kontroli obrotu i przesunięcia LUW i odwoływania tych funkcji przez postprocesor w odpowiednim czasie, np. przed rozpoczęciem kolejnej operacji tak, aby przed następną obróbką powrócić do głównego układu współrzędnych GUV.

Funkcje obrotu można odwołać za pomocą:

230 PLANE RESET STAY

Przesunięcie układu uzyskujemy poprzez wywołanie Cyklu 7 z zerowymi wartościami:

```
36CYCL DEF 7.0 PUNKT ZEROWY      przesunięcie układu współrzędnych
                                   powrót do G UW
37 CYCL DEF 7.1 X0.0
38 CYCL DEF 7.2 Y0.0
39 CYCL DEF 7.3 Z0.0
```

Wybór tego sposobu zapisu daje duże możliwości, jednak ze względu na operacje przemieszczania i obrotu baz wymaga od postprocesora pełnej kontroli nad poszczególnymi operacjami.

Tego typu zapis przedstawia się następująco:

```
35 ; ***Pierwszy ruch 3+2ax ***
36 M129
37 L X-0.029 Y+0.0 FMAX
38 L Z+17.0 FMAX
39 L M128                               włączenie RTCP (Tool Rotary Center Point)
40 L M126                               włączenie przemieszczania osi optymalnym torem
41 L B30 C-56.843 F2000
42 L X+9.378 Y-62.015 Z+17.0 F1200
43 L Z-45.916
44 L Z-48.916 F1000
45 L X+9.324 Y-61.735 Z-49.19 F1100
46 L X+9.213 Y-61.453 Z-49.472
47 L X+9.041 Y-61.178 Z-49.753
48 L X+8.808 Y-60.919 Z-50.024
49 L X+8.518 Y-60.686 Z-50.275
50 L X+8.178 Y-60.489 Z-50.496
51 L X+7.8 Y-60.334 Z-50.681
```

Ten sposób polega na zapisie poszczególnych punktów przemieszczania w programie względem głównego układu współrzędnych. Pozbywamy się przemieszczania i obrotu bazy, wykorzystując w zamian funkcje M128 (RTCP), jednak zapis w programie trzech współrzędnych w jednej linii wyklucza możliwość stosowania interpolacji kołowej i korekcji narzędzia. Ograniczamy w ten sposób funkcjonalności kosztem prostszego zapisu programu i postprocesora. Wybór danej metody podyktowany jest technologią i przyzwyczajeniami użytkownika.

Ważnym elementem, jeśli chodzi o bezpieczeństwo, jest przemieszczenie wrzeczona obrabiarki w miejsce, w którym nie nastąpi kolizja podczas rotacji osi. Punkt musi być określony względem bazy maszynowej tak, aby ustawienie przez użytkownika jakiegokolwiek bazy detalu nie rzutowało na położenie jego położenia. Może to być jeden z narożników obrabiarki, a postprocesor generuje kod przemieszczenia narzędzia w to miejsce przed rotacją osi. Możemy zapisać:

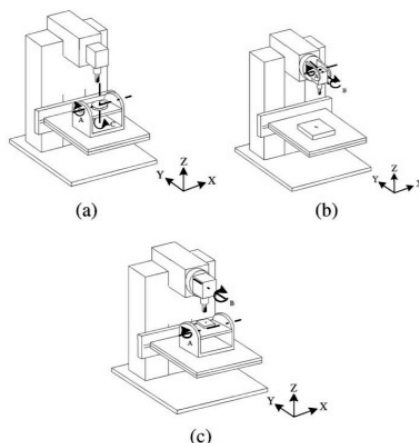
- dla Hiedenhana [2]:
10813 L Y+600.0 R0 FMAX M91
10814 L X-1.0 R0 FMAX M91
- dla Fanuc [1] Sinumerika [7]:

10047 G90 G53 Z0
10048 G90 G53 X200 Y100
M91, G53

to funkcja określająca w współrzędne względem punktu maszynowego danej obrabiarki

4. PROGRAMOWANIE W UKŁADZIE PIĘCIOOSIOWYM SYMULTANICZNYM

Cechą charakterystyczną dla tego procesu jest zapis linii programu, w której występuje pięć współrzędnych. Taki zapis powoduje ruch we wszystkich osiach programowalnych obrabiarki. Drugą cechą jest włączenie układu RTCP (Tool Rotary Center Point), który pozwala systemowi sterowania maszyny na generowanie dodatkowych ruchów w osiach X,Y,Z niezawartych w programie, podczas obrotu osi. Można powiedzieć, że narzędzie podąża za obrabianym detalem, tak jak byłoby do niego przyklejone. Postprocesor w przypadku obróbki 5 osi musi uwzględniać kinematykę obrabiarki sklasyfikowaną w trzech głównych typach (rys. 8). Każda z typu maszyn ma swoje wady i zalety.



Rys. 8. Typy maszyn pięcioosiowych a) stół-stół, b) głowica-głowica, c) stół-głowica [4]

Fig. 8. Types of 5-axis machines a) table-table, b) head-head, c) table-head [4]

Typ stół-stół (rys. 8a) jest używany najczęściej do mniejszych obrabiarek, gdzie waga detalu nie przekracza 2 ton, a objętość pola obróbki jest poniżej 1 m³. Maszyny te w postaci obudowanych centrów frezerskich, tokarskich lub tokarsko-frezerskich są najczęściej występującą grupą obrabiarek, oś narzędzia jest w tym przypadku zawsze pionowa, co pozwala wiercić pod różnymi kątami z bardzo dobrym skutkiem, a ruchy obrotowe wykonuje stół razem z zamonto-

wanym na nim detalem. To bardzo ekonomiczny typ ponieważ można do trzy osiowej obrabiarki dodać tylko mechanizmy obrotowe osi [4].

Typ stół-głowica (rys. 8b) – w tym przypadku elementy obrabiane są większe, a wychyłanie tak dużej masy powoduje powstanie dużych momentów, ale stół obrotowy w osi C pozwala na wykonanie obrotowych elementów. Typ głowica-głowica (rys. 8c) stosowany jest do bardzo ciężkich elementów. Ze względu na powstawanie bardzo dużych momentów wynikających z obrotu dużej masy typ ten charakteryzuje się brakiem obrotowego stołu. Należy zauważyć, że podczas wiercenia na tego typu maszynach otworów, nachylonych względem dwóch osi układu współrzędnych, wychylenie głowicy powoduje ruch w trzech osiach X,Y,Z tego układu, liniowo wzdłuż osi otworu.

Bardzo ważnym elementem przy tworzeniu postprocesora jest pierwszy najazd podczas obróbki pięcioosiowej. Najazd ten musi uwzględniać kinematykę danej maszyny, ale również bezpieczeństwo obróbki. Przykładowy zapis ruchu narzędzia w 5 osiach:

58 ; ***Pierwszy ruch 5ax ***

59 M129

60 L X+0.0 Y+0.0 FMAX

61 L Z+50.0 FMAX

62 L M128

włączenie RTCP (Tool Rotary Center Point)

63 L M126

włączenie przemieszczania osi optymalnym torem

64 L B-4.896 C+59.159 FMAX

65 L X+6.622 Y+7.751 Z+4.235 F1000

66 L X+6.49 Y+7.532 Z+1.246 F2000

67 L X+6.445 Y+7.499 Z+0.927 F2340

W bloku 60 jest najazd na współrzędne środka detalu X0.0 Y0.0 i na wysokość bezpieczną Z+50 w bloku 61. Najazd ten powoduje, że po połączeniu RTCP i obrotu stołem maszyna nie osiągnie punktów krańcowych i się nie zatrzyma. Należy pamiętać, że gdy RTCP jest aktywne, obracające się osie powodują, że narzędzie podąża za punktem w tym przypadku bezpiecznym X0.0 Y0.0 Z+50. Po obrocie osi następuje zjazd na pierwszy punkt obróbki.

Innym sposobem jest pominięcie najazdu na środek detalu. Zapis wygląda następująco:

65 L M126

66 L M03

67 L M129

68 L B30.0 C106.466 FMAX

69 L M128

70 L X+4.439 Y-16.741 Z+10.00 F3000

71 L Z+5.000

72L Z+3.873 F2300

73 L X+5.148 Y-19.138 Z-0.458

W linii 68 następuje obrót osi, jednak bez włączonego RTCP, które włączamy w następnej linii. W bloku 70 programujemy najazd na punkt bezpieczny; obowiązkowo w trzech osiach ze względu na punkty krańcowe maszyny, następnie dojazd do pierwszego punktu obróbki.

5. PODSUMOWNIE

Analizując załączone przykłady, można zauważyć, że postprocesor powinien być dostosowany do każdej maszyny ze względu na jej kinematykę. Kolejnym ważnym zagadnieniem jest uwzględnienie funkcjonalności, takich jak interpolacja kołowa, korekcja toru narzędzia, wynikających ze stosowanej technologii w firmie i przyzwyczajzeń użytkownika.

Dla każdej maszyny należy zapisać punkty bezpieczne osi i zakres ich obrotu. Tak przygotowany postprocesor należy sprawdzić podczas jego wdrożenia na maszynie i po pomyślnie zakończonych próbach zostaje przekazany użytkownikowi.

LITERATURA

- [1] FANUC SERIA 31 MODEL A: Instrukcja użytkownika. Fanuc, 2009.
- [2] HEIDENHAIN: Instrukcja programowania iTNC 530/iTNC 620, 2016.
- [3] HEINRICH C., ERTELT E.: Generative Design-to-Fabrication Automation using Spatial Grammars and Heuristic Search. Technischen Universität, München, 2012.
- [4] JUNGA Y.H., LEEA D.W., KIMB J.S., MOKC H.S.: NC post-processor for 5-axis milling machine of table-rotating/tilting type. Journal of Materials Processing Technology 130-131, 2002, 641-646.
- [5] PTASZYŃSKI W.: Obróbka prostych kształtów. Politechnika Poznańska, Poznań, 2015.
- [6] RONG-SHINE L., YORAM K.: Real-Time Interpolators for Multi-Axis CNC Machine Tools. University of Michigan, Ann Arbor, MI 48109-2125.
- [7] SINUMERIK 840D/810D/FM-NC: Instrukcja programowania. Siemens 10.2000.

POSTPROCESSOR FEATURES IN NUMERICAL MANUFACTURING PROGRAMMING TECHNOLOGIES

Summary: Computer Aided Manufacturing (CAM) day-to-day progress and CNC Numeric Control capabilities make postprocessor requirements extremely high in terms of reliability, capabilities, and user expectations. This article is dedicated to selected issues of postprocessing resulting from practical applications; Obtained in postprocessor implementations on various types of machine tools. The terminology used for creating postprocessors was introduced, and discussed circular interpolation, 3 + 2 programming. This article discusses the problems associated with the first 5-axis machining.

Key words: postprocessor, CAD / CAM, NC program, CNC programming

Tomasz SZYNKA, Tomasz PACZKOWSKI, Cezary FORJAS

ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ ZUŻYCIA FREZU KULOWEGO PODCZAS PIĘCIOOSIOWEJ OBRÓBKI POWIERZCHNI KRZYWOLINIOWYCH

Streszczenie: Proces obróbki powierzchni krzywoliniowych podczas obróbki pięcioosiowej niesie za sobą wiele zmiennych czynników, na które można wpływać, aby ten proces optymalizować. Działania polegające na zmniejszeniu kosztów wytwarzania przy jednoczesnym zwiększeniu jakości wytwarzanych elementów są pożądane i zawsze aktualne. Przedstawiono wstępne badania zużycia ostrza na frezach trzpieniowych o końcówce kulistej nazywanych frezami kulowymi. Badane frezy wykorzystywano do produkcji stempli i matryc form wtryskowych w zakładach produkcyjnych. Badania pokazują, że można zmniejszyć koszty stosowanych narzędzi, wykorzystując w większym stopniu zakres krawędzi skrawającej.

Słowa kluczowe: obróbka pięcioosiowa, frezy kulowe, zużycie narzędzia, CAD/CAM

1. OBRÓBKA NA MASZYNACH CNC

Obróbka złożonych kształtów matryc i stempli form wtryskowych do tworzyw sztucznych i kokili do metalu wykonywana jest na maszynach CNC (Computer Numeric Control). Coraz częściej są to maszyny pięcioosiowe, a programy sterujące obrabiarką generowane są w wyspecjalizowanych systemach CAM (Computer Aided Manufacturing). Program sterujący maszyną generowany jest przy założeniach, że znane są wymiary narzędzia. Po to, aby zapewnić poprawne odwzorowanie kształtów, stosuje się frezy trzpieniowe kulowe z węglików spiekanych jako narzędzia monolityczne pokrywane powłokami ochronnymi w celu zmniejszenia ich zużycia [4, 5]. Otrzymanie odpowiedniej jakości powierzchni obrabianej powoduje zmniejszenie szerokości skrawania ae przez co droga narzędzia znacznie się wydłuża. Równowaga między wysokością nierówności \mathcal{E} (rys. 1) a szerokością skrawania jest podstawą prowadzonego procesu [2, 3]. Należy pamiętać, że w przypadku matryc i stempli ostatnim etapem jest długotrwała i pracochłonna obróbka ręczna powierzchni. Naturalnym sposobem obniżenia kosztów jest jej ograniczenie poprzez zmniejszenie ae , a tym samym wydłużanie drogi i czasu pracy narzędzia.

mgr inż. Tomasz SZYNKA, e-mail: bthform@poczta.onet.pl

dr hab. inż. Tomasz PACZKOWSKI, prof. nadzw. UTP, Uniwersytet Technologiczno-Przyrodniczy, Wydział Inżynierii Mechanicznej, Al. prof. S. Kaliskiego 7, 85-796 Bydgoszcz,

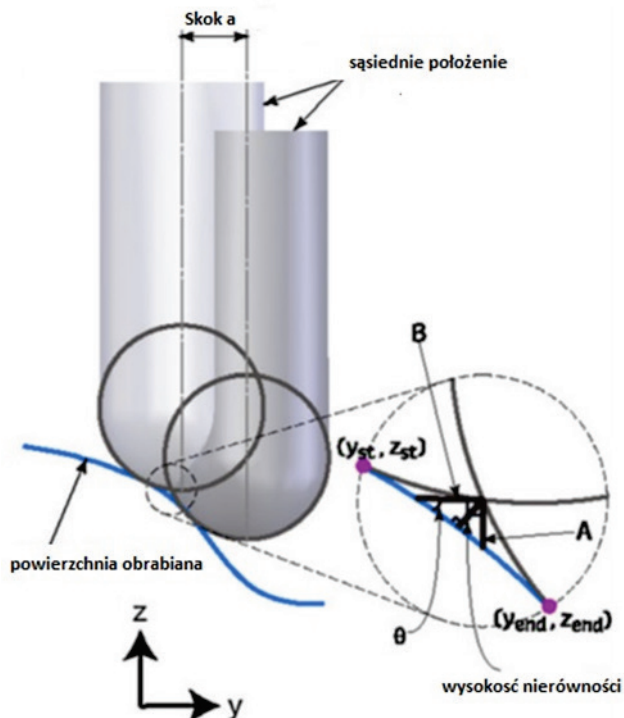
e-mail: tomasz.paczkowski@utp.edu.pl

mgr inż. Cezary FORJAS, e-mail: cforjac@gmail.com

Szerokość skrawania ae możemy obliczyć jeszcze w fazie bezwiorowej wg wzoru [1]:

$$ae = \sqrt{8 \cdot R \cdot \varepsilon} \quad (1)$$

gdzie: ae – szerokość skrawania,
 R – promień frezu kulowego,
 ε – wysokość nierówności.



Rys. 1. Wysokość nierówności ε w zależności od skoku ae
 Fig. 1. Height of inequality ε depending on stroke ae

2. BADANIA ZUŻYCIA KRAWĘDZI OSTRZA

Do przeprowadzenia badań posłużyły frezy kulowe dostarczone przez firmy zajmujące się wykonywaniem form wtryskowych techniką obróbki skrawaniem. Badane narzędzia mają rzeczywiste zużycie krawędzi tnącej wynikające z procesu frezowania. Przedstawione w opracowaniu narzędzia są frezami kulowymi, dwupiórowymi, charakteryzującymi się geometrią przeznaczoną do pracy w stali. W celu zwiększenia żywotności narzędzi oraz zapewnienia odpowiedniej jakości powierzchni obrabianych detali narzędzia pokryte są powłoką ochronną na bazie azotku tytanu i glinu, nakładane metodą PVD.

Do wykonania pomiarów użyte zostało urządzenie pomiarowe Zoller SmartCheck 600 wyposażone w dwie cyfrowe kamery video generujące obraz monochromatyczny o rozdzielczości 792x720 pikseli. Obecność w systemie

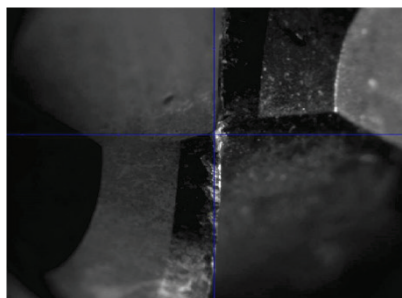
pomiarowym dwóch niezależnych kamer pozwala na pomiary narzędzia jednocześnie od strony długości średnicy oraz czoła, bez potrzeby demontażu z uchwytu zaciskowego. Obie kamery wyposażone są w oświetlenie LED w zakresie światła widzialnego, o barwie czerwonej dla jednej kamery oraz bursztynowej dla drugiej kamery, z możliwością regulacji intensywności światła padającego na mierzony obiekt.

Przeprowadzone badania zużycia narzędzi polegają na uchwyceniu i pomiarzeniu zniszczonego obszaru wzdłuż ostrza na części sferycznej kuli za pomocą systemu wizyjnego (rys. 2, 3). Należało tak dostosować warunki oświetleniowe, aby zużyty obszar na płaszczyznach natarcia i przyłożenia wyraźnie kontrastował z pozostałym obszarem kuli na tych płaszczyznach, a jednocześnie nie pokrywał się z tłem. Warunki te zostały spełnione za pomocą odpowiedniego dopasowania natężenia światła padającego na mierzony obiekt.



Rys. 2. Uszkodzony obszar na płaszczyźnie natarcia

Fig. 2. Damaged area in the plane attack



Rys. 3. Uszkodzony obszar na płaszczyźnie przyłożenia

Fig. 3. Damaged area on the application plane

Oprogramowanie wbudowane w maszynę pomiarową umożliwia nanoszenie odcinków pomiarowych dla interesujących fragmentów narzędzi na rzeczywistym obrazie z kamery. Zaznaczone odcinki opisano w skali metrycznej z dokładnością do trzeciego miejsca po przecinku. Kąty mierzone między prowadnicami przedstawiono w skali stopniowej: stopnie, minuty, sekundy.

2.1. Badania zużycia ostrza

Poniżej na rysunkach 4-17 przedstawiono serię próbek w celu pokazania rzeczywistego zużycia narzędzi wzdłuż ostrza. Przedstawione obrazy z urządzenia pomiarowego pokazują zużycie na jednej płaszczyźnie natarcia. Do opracowania wyników założono, że druga płaszczyzna przyłożenia wykazuje identyczne zużycie (rys. 5).

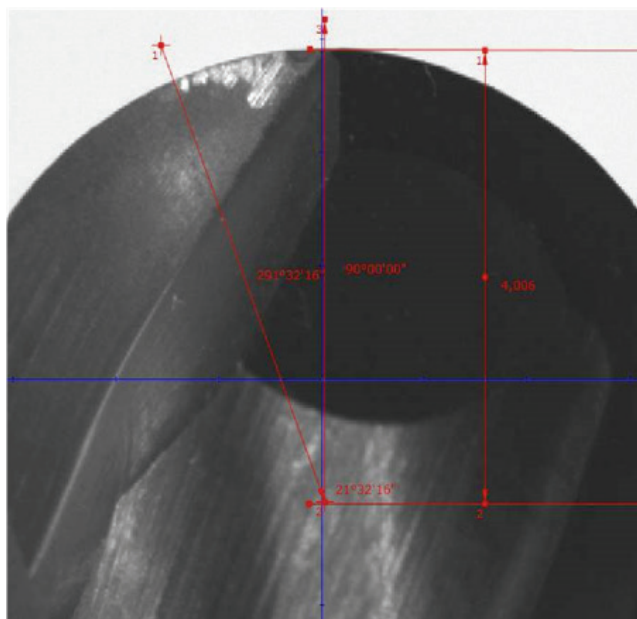
Zużycie części sferycznej kuli obliczono według wzoru:

$$\sigma = \frac{180^\circ}{2\tau} 100\% \quad (2)$$

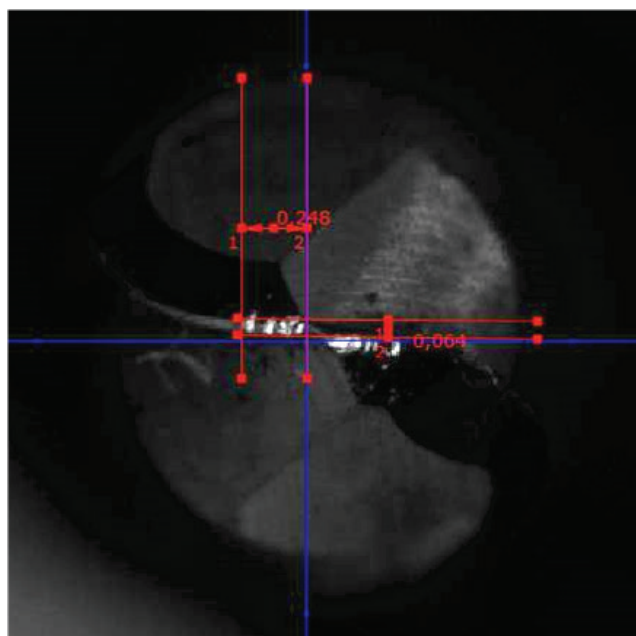
gdzie: σ – procentowe zużycie ostrza,

τ – kąt zużycia ostrza – kąt zawarty pomiędzy osią narzędzia a skrajnym punktem zużytej krawędzi.

Próbka nr 1



Rys. 4. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 4$, dwa ostrza. Widok od strony płaszczyzny natarcia
Fig. 4. Ball cutter with ball radius $R = 4$, two blades. View from the plane of attack



Rys. 5. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 4$, dwa ostrza. Widok od strony płaszczyzny przyłożenia
Fig. 5. Ball cutter with ball radius $R = 4$, two blades. View from the application plane

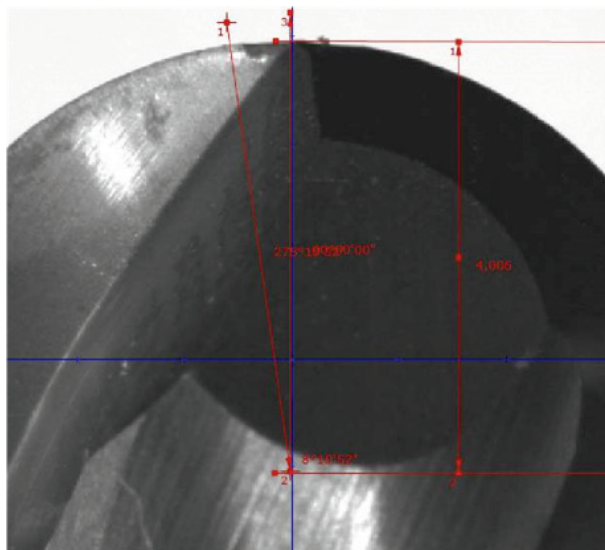
Kąt zużycia ostrza wynosi $\tau = 21,5^\circ$.

W celu określenia procentowego zużycia kulistej krawędzi skrawającej powyższe dane podstawiono do wzoru (2).

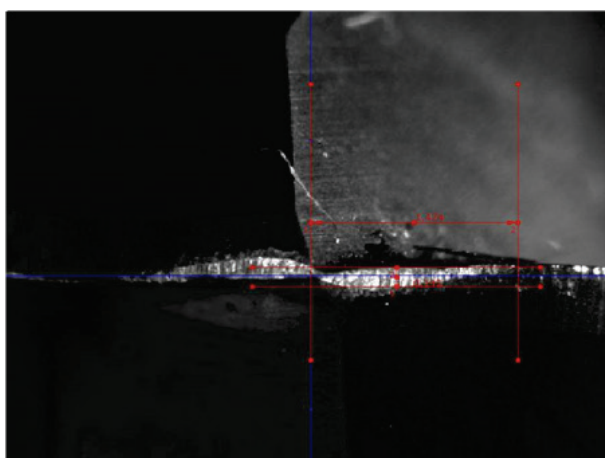
Po obliczeniach otrzymano wynik procentowego zużycia ostrza:

$\sigma = 23,9\%$.

Próbka nr 2



Rys. 6. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 4$, dwa ostrza. Widok od strony płaszczyzny natarcia
Fig. 6. Ball cutter with ball radius $R = 4$, two blades. View from the plane of attack

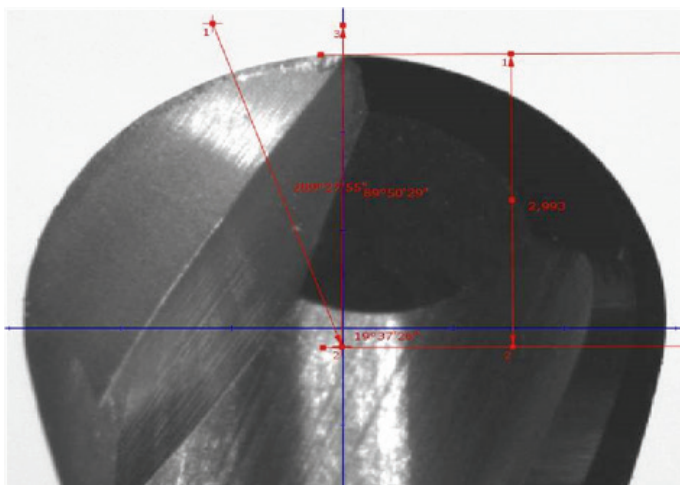


Rys. 7. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 4$, dwa ostrza. Widok od strony płaszczyzny przyłożenia
Fig. 7. Ball cutter with ball radius $R = 4$, two blades. View from the application plane

Zmierzony kąt zużycia ostrza $\tau = 8,16^\circ$.

Procentowe zużycie ostrza $\sigma = 9,06\%$.

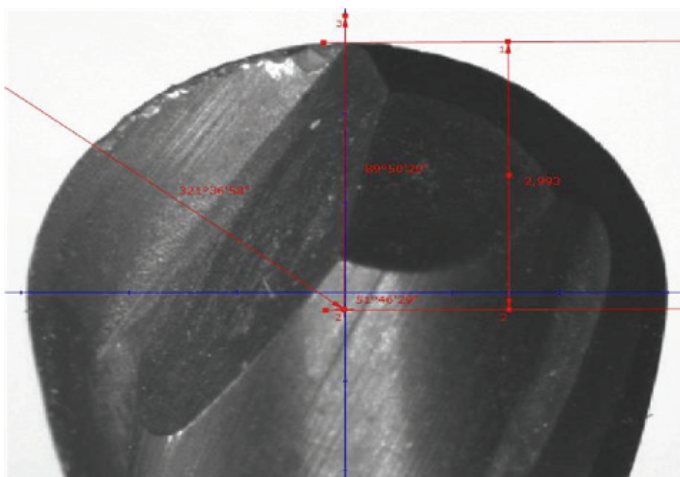
Próbka nr 3



Rys. 8. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 3$, dwa ostrza
Fig. 8. Ball cutter with ball radius $R = 3$, two blades

Zmierzony kąt zużycia ostrza $\tau = 19,61^\circ$.
Procentowe zużycie ostrza $\sigma = 21,79\%$.

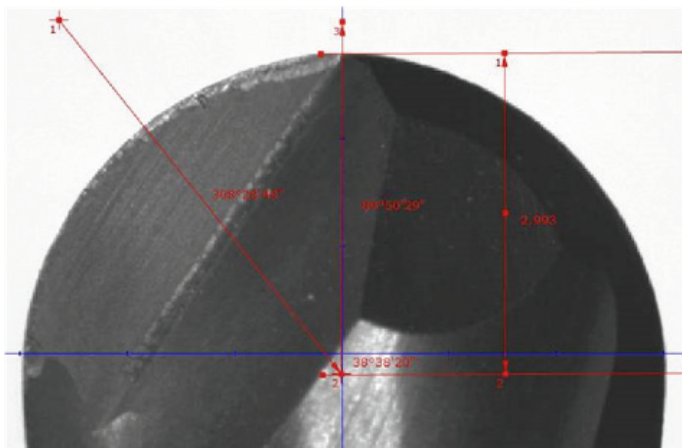
Próbka nr 4



Rys. 9. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 3$, dwa ostrza
Fig. 9. Ball cutter with ball radius $R = 3$, two blades

Zmierzony kąt zużycia ostrza $\tau = 51,76^\circ$.
Procentowe zużycie ostrza $\sigma = 57,51\%$.

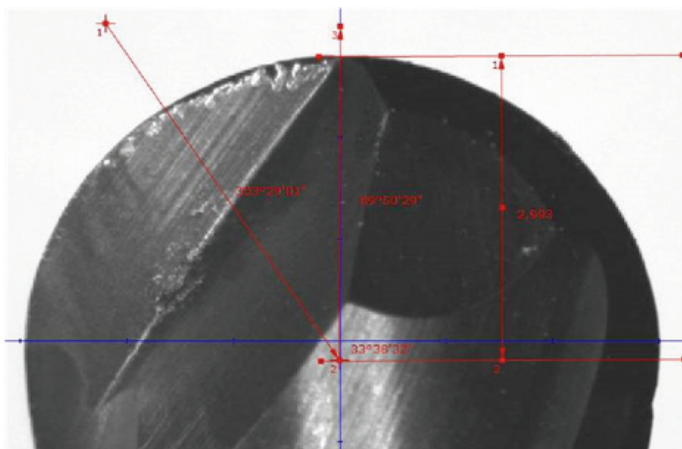
Próbka nr 5



Rys. 10. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 3$, dwa ostrza
Fig. 10. Ball cutter with ball radius $R = 3$, two blades

Zmierzony kąt zużycia ostrza $\tau = 38,64^\circ$.
Procentowe zużycie ostrza $\sigma = 42,93\%$.

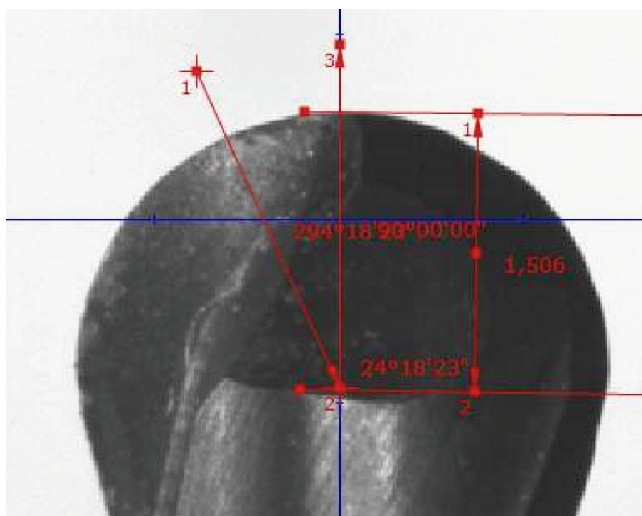
Próbka nr 6



Rys. 11. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 3$, dwa ostrza
Fig. 11. Ball cutter with ball radius $R = 3$, two blades

Zmierzony kąt zużycia ostrza $\tau = 33,63^\circ$.
Procentowe zużycie ostrza $\sigma = 37,36\%$.

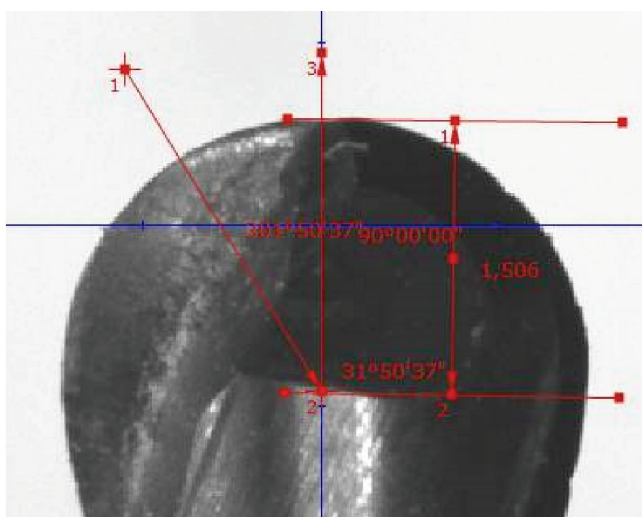
Próbka nr 7



Rys. 12. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 3$, dwa ostrza
Fig. 12. Ball cutter with ball radius $R = 3$, two blades

Zmierzony kąt zużycia ostrza $\tau = 24,30^\circ$.
Procentowe zużycie ostrza $\sigma = 27,00\%$.

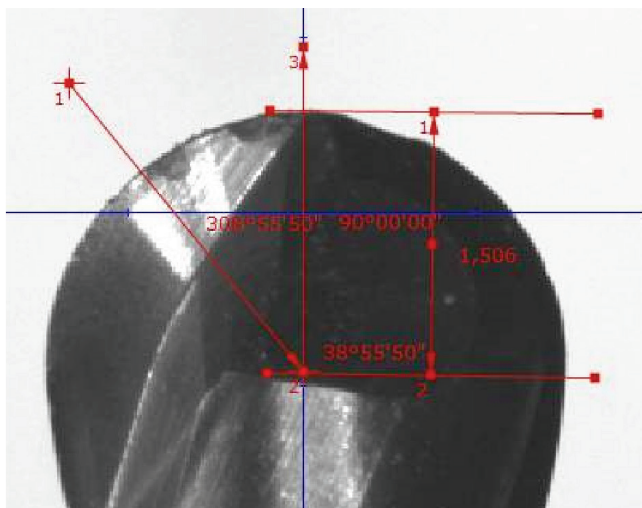
Próbka nr 8



Rys. 13. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 3$, dwa ostrza
Fig. 13. Ball cutter with ball radius $R = 3$, two blades

Zmierzony kąt zużycia ostrza $\tau = 31,84^\circ$.
Procentowe zużycie ostrza $\sigma = 35,37\%$.

Próbka nr 9

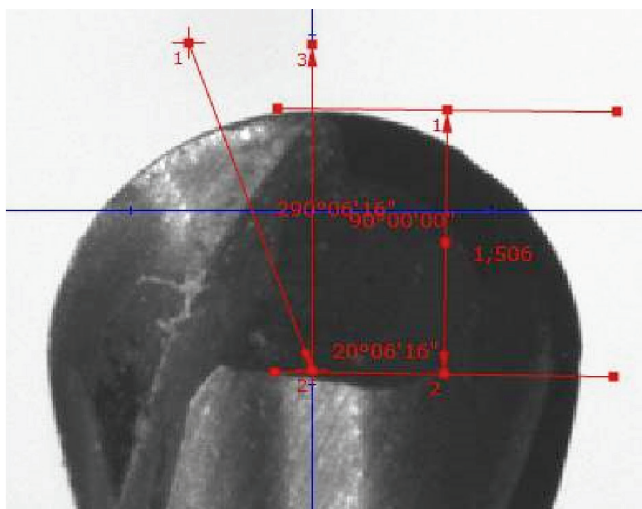


Rys. 14. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 1,5$, dwa ostrza
Fig. 14. Ball cutter with ball radius $R = 1,5$, two blades

Zmierzony kąt zużycia ostrza $\tau = 38,93^{\circ}$.

Procentowe zużycie ostrza $\sigma = 43,25\%$.

Próbka nr 10

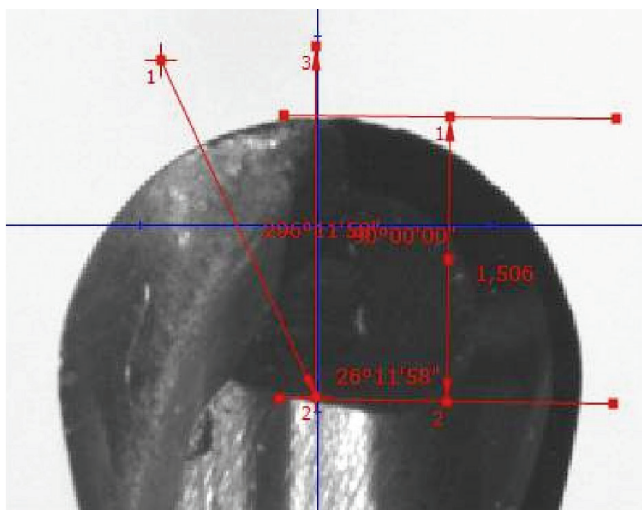


Rys. 15. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 3$, dwa ostrza
Fig. 15. Ball cutter with ball radius $R = 3$, two blades

Zmierzony kąt zużycia ostrza $\tau = 20,10^{\circ}$.

Procentowe zużycie ostrza $\sigma = 22,33\%$.

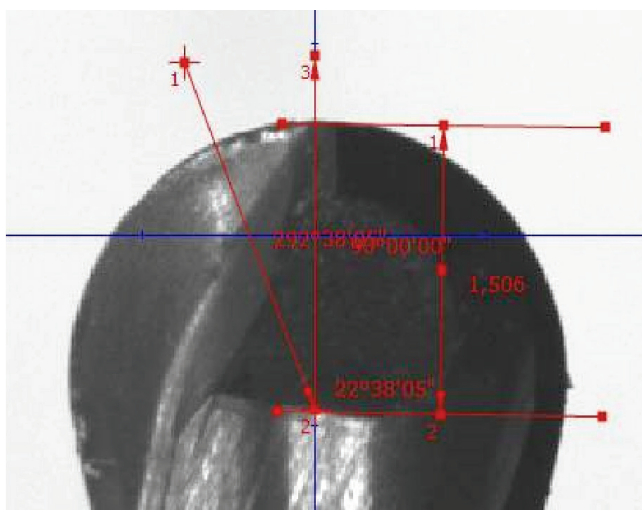
Próbka nr 11



Rys. 16. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 3$, dwa ostrza
Fig. 16. Ball cutter with ball radius $R = 3$, two blades

Zmierzony kąt zużycia ostrza $\tau = 26,20^\circ$.
Procentowe zużycie ostrza $\sigma = 29,11\%$.

Próbka nr 12



Rys. 17. Frez kulowy o promieniu kuli $R = 3$, dwa ostrza
Fig. 17. Ball cutter with ball radius $R = 3$, two blades

Zmierzony kąt zużycia ostrza $\tau = 22,63^\circ$.
Procentowe zużycie ostrza $\sigma = 25,14\%$.

Wyniki obliczeń procentowego zużycia ostrza przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1. Wyniki obliczeń procentowego zużycia ostrza
Table 1. The results of calculations of the percentage of blade wear

Nr próbki	Procentowe zużycie ostrza σ
1	23,90
2	9,06
3	21,79
4	57,71
5	42,93
6	37,36
7	27,00
8	35,37
9	43,25
10	22,33
11	29,11
12	25,14

Średnie procentowe zużycie ostrza na części sferycznej frezów kulowych dostarczonych przez przemysł wynosi: 31,25%. Należy przyjąć, że pozostała część ostrza nadal nadaje się do pracy.

3. PODSUMOWANIE

Frezy kulowe pracujące w przemyśle narzędziowym, przy produkcji form wtryskowych nie są w pełni wykorzystane. Z obliczeń procentowego zużycia krawędzi skrawającej wynika, że przy odpowiedniej eksploatacji, z wykorzystaniem obrabiarek pięcioosiowych, mogą one pokonać znacznie dłuższą drogę skrawania. Obróbka na maszynach pięcioosiowych wiąże się z możliwością zmiany kąta osi frezu względem powierzchni obrabianej. Zmiana kąta może następować również w czasie obróbki symultanicznej [5] w taki sposób, aby obrabiać nieużywaną częścią krawędzi skrawającej. Dodatkową zaletą takiej obróbki jest utrzymanie tej samej dokładności i jakości powierzchni.

W związku z tym konieczna jest analiza kąta pochylenia narzędzia podczas pracy, która będzie podstawą do jego modyfikowania. Istniejące na rynku programy CAM takich możliwości nie mają. Powstała więc koncepcja opracowania nowej strategii obróbkowej do programów CAM, analizującej pracę narzędzia tak, aby wykorzystywać całą krawędź skrawającą. Wymaga to dalszych badań czynników wpływających na zużycie narzędzia w celu określenia danych wejściowych i brzegowych.

LITERATURA

- [1] KANDARP P., BOLAÑOS G., BASSI R., BEDI S.: Optimal tool shape selection based on surface geometry for three-axis CNC machining. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 57, 2011, 655-670.
- [2] KOSEK A., CICHOSZ P.: Wysokowydajna obróbka form i matryc. [W:] *Obróbka skrawaniem – Wysoka produktywność*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław, 2007, 109-129.
- [3] TAE-SUNG J., MIN-YANG Y., KANG-JAE L.: A new approach to analysing machined surfaces by ball-end milling, part I: Formulation of characteristic lines of cut remainder. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 25(9-10), 2004, 833-840.
- [4] WOJCIECHOWSKI S., TWARDOWSKI P., CHWALCZUK T.: Surface roughness of hardened steel after ball end milling with various surface inclination. *Archives of Mechanical Technology and Automation* 33(1), 2013, 55-64.
- [5] YUWEN S., YURONG B., KAIXUAN K., DONGMING G.: A cutter orientation modification method for five-axis ball-end machining with kinematic constraints. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 67, 2013, 2863-2874.

OPTIMIZATION OF BULK FLOW CONSUMPTION DURING 5 AXLES OF CRIMP SURFACE TREATMENT

Summary: The process of treating curved surfaces during axial machining has many variable factors that can be influenced to optimize the process. However, not all operations involving the cost of fabrication while increasing the quality of the produced parts are desirable and always up to date. Blade wear on spherical end mills called ball mills used for the production of punches and molds for injection molds in manufacturing plants. The result of this research is the belief that the cost of tools used can be reduced by using a larger cutting edge, and ideally it will be used in its entirety.

Key words: 5 axis machining, ball mills, tool wear, CAD/CAM