Andrzej GĘBURA

DOZOROWANIE STANU TECHNICZNEGO WĘZŁÓW ŁOŻYSKOWYCH I WYBRANYCH ELEMENTÓW TRANSMISJI ZESPOŁU NAPĘDOWEGO

WYDAWNICTWO INSTYTUTU TECHNICZNEGO WOJSK LOTNICZYCH

WARSZAWA 2014

RECENZENCI
prof. dr hab. inż. Jerzy GIRTLER
prof. dr hab. inż. Paweł LINDSTEDT

REDAKCJA TECHNICZNA
mgr inż. Krzysztof BUBRZYK

ADIUSTACJA I KOREKTA
mgr Magdalena MALCZEWSKA

ŁAMANIE TEKSTU
Piotr TARASIEWICZ

PROJEKT OKŁADKI
Piotr TARASIEWICZ

© Copyright by Wydawnictwo Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych, wyd. I, 2014 r.

ISBN 978-83-61021-37-7

WYDAWNICTWO INSTYTUTU TECHNICZNEGO WOJSK LOTNICZYCH
01-494 Warszawa 46, skr. poczt. 96, ul. Księcia Bolesława 6

Drukowano w Instytucie Technicznym Wojsk Lotniczych

SPIS TREŚCI

Streszczenie **9**

Podstawowe definicje i oznaczenia **13**

Wprowadzenie **21**

1. WSTĘP **25**

1.1. Informacje ogólne 25

1.2. Wady i zalety metod FAM-C i FDM-A na tle innych metod diagnostycznych 28

1.3. Opis struktury monografii 38

2. STAN BADAŃ, GENEZA PRZEDSTAWIONYCH METOD I HIPOTEZY **41**

2.1. Geneza metod dyskretno-częstotliwościowych FAM-C i FDM-A 41

2.1.1. Przesłanki teoretyczne 41

2.1.2. Przesłanki z praktyki eksploatacyjnej autora 43

2.2. Opis metod FAM-C i FDM-A 45

2.2.1. Sposób pozyskiwania i obróbki sygnału z wykorzystaniem prądnic-przetworników AC 45

2.2.2. Pomiary częstotliwości chwilowej 54

2.2.3. Sposób tworzenia punktów na płaszczyźnie (f_p, ΔF) 56

2.2.4. Opis ogólny związków pomiędzy parametrem wady pary kinematycznej a parametrami modulacji częstotliwości prądnicy-przetwornika 57

2.2.5. Warunki rozróżnialności składowych spektrum sygnału pierwotnego w metodach FAM-C i FDM-A 58

2.2.6. Sposób pozyskiwania i analizy sygnału z wykorzystaniem prądnic-przetworników DC 62

2.2.6.1 Charakterystyka ogólna pulsacji komutatorowej prądnicy prądu stałego 63

2.2.6.2. Pulsacje żłobkowe jako nośnik informacji diagnostycznej o stanie zespołu napędowego 67

2.2.6.3. Pulsacje biegunowe 69

2.2.6.4. Pulsacje komutatorowe 72

2.2.6.5. Porównanie czułości metod FAM-C i FDM-A 73
2.2.7. Podsumowanie opisu metod FAM-C i FDM-A 75
2.3. Hipotezy pracy – cechy diagnostyczne prądnic-przetworników i ich zastosowanie w metodach FAM-C i FDM-A 75
2.3.1. Specyficzne cechy wykorzystywane na etapie próbkowania pierwotnego (elektromaszynowego) 75
2.3.2. Specyficzne cechy FAM-C i FDM-A możliwe do wykorzystania na etapie próbkowania wtórnego 83

3. ZWIĄZKI POMIĘDZY POSZCZEGÓLNYMI WADAMI PAR KINEMATYCZNYCH MECHANICZNYCH ZESPOŁÓW NAPĘDOWYCH ZE ZOBRAZOWANIAMI W METODACH FAM-C I FDM-A 91

3.1. Typowe wady mechaniczne maszyn prostych i ich odzwierciedlenie w przebiegu prędkości chwilowej oraz w zbiorach charakterystycznych wąskopasmowych 91
3.1.1. Mimośrodowość połączeń bez luzów obwodowych 91
3.1.2. Mimośrodowość połączeń z luzami obwodowymi 93
3.1.3. Luz obwodowy pary kinematycznej w sensie uniwersalnym i jego zobrazowanie metodą FDM-A 96
3.1.4. Luzy obwodowe par kół zębatych i połączeń wielowypustowych 97
3.1.5. Przekoszenia połączeń mechanicznych 99
3.1.6. Jednoczesne oddziaływanie przekoszenia i przesunięcia mimośrodowego 105
3.1.7. Podsumowanie rozważań dotyczących wad mechanicznych wąskopasmowych 108
3.2. Wady mechaniczne szerokopasmowe 110
3.2.1. Poślizg elementów tocznych łożyska tocznego i współczynnik toczenia 111
3.2.1.1. Geometria ruchu „idealnego” łożyska tocznego 111
3.2.1.2. Poślizg i współczynnik toczenia i ich znaczenie dla kryterium klasyfikacji łożysk tocznych 114
3.2.2. Niewspółosiowość i niewspółcylindryczność podpór łożyskowych wału 117
3.2.2.1. Niewspółosiowość podpór łożyskowych wału 117
3.2.2.2. Niewspółcylindryczność gniazd podpór łożyskowych wału 118

3.2.3. Opadnięcie koszyka-separatora łożyska tocznego na bieżnię wewnętrzną 120
3.2.4. Rezonans łożyska tocznego i jego odzwierciedlenie w kształcie zbiorów charakterystycznych FDM-A 125
3.2.5. Stan wynikający ze zbyt silnie zaciśniętego łożyska tocznego i jego odzwierciedlenie w kształcie zbiorów charakterystycznych....130
3.2.6. Stan nadmiernych wewnętrznych momentów oporowych biernych łożyska tocznego i jego odzwierciedlenie w kształtach zbiorów charakterystycznych....135
3.2.7. Pęknięcie tulei dystansowej 137
3.3. Wybrane wady mechaniczne objawiające się stochastycznymi quasi-impulsowymi zjawiskami dynamiki ruchu....139
3.3.1. Samoistne rozprzęganie się sprzęgieł jednokierunkowych....140
3.3.2. Zjawiska zapowietrzania w układach hydraulicznych regulatora prędkości obrotowej....143
3.3.3. Wyłamanie elementów separujących łożyska tocznego i pęknięcie obwodu koszyka-separatora 144
3.3.4. Wyłamanie zęba w przekładni 145
3.3.5. Zerwanie pasowania zaciskowego pierścienia łożyska tocznego z wałem lub gniazdem łożyskowym....147
3.4. Rola katalogu uszkodzeń mechanicznych w diagnozowaniu zespołów napędowych 150

4. WŁAŚCIWOŚCI METROLOGICZNE METOD FAM-C I FDM-A 151

4.1. Ogólna struktura metrologiczna metod FAM-C i FDM-A 151
4.2. Próbkowanie pierwotne – elektromaszynowe....156
4.2.1. Próbkowanie pierwotne bez uwzględniania luzów transmisji mechanicznej 156
4.2.2. Próbkowanie pierwotne z uwzględnieniem luzów transmisji mechanicznej 164
4.2.3. Próbkowanie pierwotne dla układów pomiarowych wielofazowych....165
4.3. Próbkowanie wtórne TTM....167
4.3.1. Zagadnienia ogólne próbkowania wtórnego w metodach FAM-C i FDM-A....167
4.3.2. Układ kondycjonowania sygnału – analiza błędów....168

4.3.3. Rola karty licznikowej i jej współdziałanie z komputerem w systemie pomiarowym FAM-C i FDM-A 169
4.3.4. Wybrane zagadnienia z teorii i praktyki techniki pomiaru częstotliwości 172
4.3.5. Możliwości synchronizacji torów pomiarowych dwóch różnych prądnic-przetworników 174
4.3.6. Wpływ zakłóceń sygnału napięcia prądnicy-przetwornika na błąd próbkowania wtórnego 178
4.3.7. Możliwości zastosowania modulacji kwadraturowej w metodach FAM-C i FDM-A 183
4.4. Znaczenie właściwości metrologicznych metod FAM-C i FDM-A w procesie weryfikacji hipotez pracy – podsumowanie 185

5. WYKORZYSTANIE METOD FAM-C I FDM-A W PROCESIE DOZOROWANIA OBIEKTÓW TECHNICZNYCH 189

5.1. Zakres wdrożeń metod FAM-C i FDM-A na obiektach rzeczywistych 189
5.2. Systemy diagnostyczne i półautomatyczne testery diagnostyczne do oceny stanu technicznego lotniczych zespołów napędowych 192
5.2.1. System diagnostyczny SD-KSA i tester diagnostyczny DIA-KSA-CM dla zespołu napędowego samolotu MiG-29 193
5.2.1.1. Opis techniczny i eksploatacja testera diagnostycznego DIA-KSA-CM 193
5.2.1.2. Opis systemu diagnostycznego SD-KSA 195
5.2.2. Tester diagnostyczny DIA-SO3 dla zespołu napędowego samolotu TS-11 Iskra 198
5.2.2.1. Algorytm działania testera diagnostycznego DIA-SO3 198
5.2.2.2. Algorytm rozpoznawania typu procesu tribologicznego w testerze 204
5.2.2.3. Opis struktury testera diagnostycznego DIA-SO-3 207
5.3. Dozorowanie zespołów napędowych wojskowych statków powietrznych na lotniskach 212
5.3.1. Wykrycie uszkodzonego łożyska wału śmigła nośnego śmigłowca Mi-24 metodą FAM-C 212
5.3.2. Diagnozowanie skrzynki napędów prądnic Mi-24 216
5.3.3. Wykrycie uszkodzonego łożyska tarczy sterującej śmigłowca Mi-17 222

5.3.4. Wykrycie zwiększonego luzu obwodowego synchronizatora talerza ruchomego tarczy sterującej śmigłowca Mi-17 metodą FAM-C 224
5.4. Pomiary metodą FAM-C innych niż lotnicze zespołów napędowych 229
5.4.1. Badanie zespołów napędowych siłowni okrętowych....229
5.4.1.1. Opis siłowni okrętowej i możliwości jej diagnozowania metodą FAM-C 229
5.4.1.2. Pomiary trójfazowe układu napędowego promu Pomerania 232
5.4.1.3. Pomiary jednofazowe zespołu napędowego promu Polonia 234
5.4.2. Badanie przetwornic elektromaszynowych 236

6. BADANIA PROCESÓW TRIBOLOGICZNYCH ŁOŻYSK TOCZNYCH METODAMI FAM-C I FDM-A 245

6.1. Podstawowe modele zużywania się łożysk silników jednowałowych na bazie badań empirycznych z uwzględnieniem ich monitorowania metodami FAM-C i FDM-A 245
6.1.1. Model zwiększonych oporów biernych 246
6.1.2. Model zaciśniętych elementów tocznych pomiędzy bieżniami....251
6.1.3. Model zwiększonych luzów promieniowych....253
6.1.4. Model zwiększonych luzów podłużnych 256
6.1.5. Podsumowanie rezultatów badań zużycia tribologicznego łożysk tocznych – możliwości oceny bieżącego stanu technicznego 260
6.2. Długookresowe procesy zużywania tribologicznego i ich monitorowanie metodami FAM-C i FDM-A 261

7. PODSUMOWANIE WYNIKÓW PRACY – WNIOSKI I UWAGI KOŃCOWE 267

7.1. Podsumowanie ogólne treści monografii 269
7.1.1. Idea metod FAM-C i FDM-A 269
7.1.2. Katalog uszkodzeń mechanicznych i ich odzwierciedlenia w FAM-C i FDM-A 272
7.1.3. Właściwości metrologiczne 273
7.1.4. Wdrożenia i aplikacje metod FAM-C i FDM-A 274

7.1.5. Badania procesów tribologicznych węzłów łożyskowych i ich zmian metodami FAM-C i FDM-A 278
7.2. Wnioski końcowe – metody FAM-C i FDM-A jako element nowatorski w teorii naukowej 279
7.2.1. Uwagi ogólne 279
7.2.2. Metody FAM-C i FDM-A a teoria sygnałów 281
7.2.3. Prądnica pokładowa jako przetwornik diagnostyczny 282
7.3. Praktyczne aspekty metod FAM-C i FDM-A 284
7.4. Uwagi końcowe 284

LITERATURA 285

SPIS RYSUNKÓW 303

SPIS TABLIC 313

„…w wyniki doświadczeń wierzą wszyscy, z wyjątkiem tego, który wykonywał pomiary, natomiast w wyniki teoretyczne nie wierzy nikt, poza tym, który je oblicza…”.

Gareth D. Padfield

STRESZCZENIE

W monografii przedstawiono nowatorskie metody monitorowania zjawisk destrukcyjnych zachodzących w mechanicznych zespołach napędowych. Zawiera ona opis tych dyskretno-częstotliwościowych metod oraz wielu obserwowanych dzięki nim zagadnień dynamiki ruchu różnych elementów i podzespołów mechanicznych, m.in. łożysk tocznych. Dzięki praktycznemu zastosowaniu tych metod można dokładniej poznać procesy tribologiczne oraz inne zjawiska związane z dynamiką maszyn. Rolę obserwatora stanu technicznego mechanicznego zespołu napędowego (silnik z podporami łożyskowymi + elementy transmisji mocy mechanicznej + odbiorniki energii mechanicznej) odgrywa prądnica pokładowa: prądu przemiennego lub prądu stałego. Z uwagi na odmienne właściwości tych prądnic utworzono dwie metody badawcze: FAM-C dla prądnicy prądu przemiennego oraz FDM-A dla prądnicy prądu stałego. Metody te nie wymagają żadnego dodatkowego czujnika, lecz wykorzystują istniejące w strukturze obiektu (przeznaczone do zupełnie innych celów) prądnice elektroenergetyczne lub prądnice tachometryczne. Metody bazują na idei TTM (ang. *tip timing method*[1]), zaproponowanej przez Campbella w 1924 r. [37, 302] w celu monitorowania ugięć łopatek turbin parowych, a stosowanej później także w praktyce w radiolokacji i w technice diagnostycznej. Żadna ze znanych metod diagnostycznych oparta na TTM nie wykorzystuje jednak prądnicy pokładowej jako przetwornika diagnostycznego. Co więcej, w TTM stosuje się czujniki [39, 145, 151, 298, 307] (reluk-

[1] TTM w literaturze polskiej i rosyjskiej [303, 274] znana jest jako metoda dyskretno-fazowa.

tancyjny, optyczne, wiroprądowe, pojemnościowe, mikrofalowe) przyporządkowane do poszczególnych podzespołów mechanicznych. W metodach FAM-C i FDM-A jedna prądnica-przetwornik może dostarczyć w tym samym czasie danych o stanie technicznym wielu (praktycznie wszystkich) węzłów mechanicznych równocześnie. Możliwe jest obrazowanie ich w postaci oddzielnych zbiorów charakterystycznych. Cechę tę można nazwać uniwersalizmem metody. Każdy typ prądnicy ma właściwości filtra środkowoprzepustowego dla obserwowanych procesów dynamiki ruchu poszczególnych podzespołów mechanicznych.

Każdy typ prądnicy, w zależności od konstrukcji, ma swoje pasmo obserwowalności, zwane w dalszej części opracowania oknem obserwowalności. Jednocześnie węzły mechaniczne, zwłaszcza lotniczych zespołów napędowych, mają bardzo zróżnicowane[2]: pasma związane ze swoją dynamiką ruchu oraz częstotliwości znamionowe (zwane częstotliwościami podnośnymi [3]) związane ze znamionową prędkością obrotową określoną na schemacie kinematycznym. Dlatego też pojedyncza prądnica jest w stanie objąć swoim oknem obserwowalności tylko część z tych węzłów mechanicznych. Zazwyczaj prądnice prądu przemiennego mają okno obserwowalności dla niższych pasm częstotliwości, zaś prądnice prądu stałego dla wyższych. Aby zwiększyć możliwości monitorowania większej liczby węzłów mechanicznych danego zespołu napędowego, autor zaproponował wykonywanie pomiarów diagnostycznych przy pomocy kilku typów pokładowych prądnic równocześnie. Proponuje także różne konfiguracje pomiarowe poszczególnych prądnic, zmieniające ich pasmo obserwowalności. Umożliwia to sterowanie możliwościami monitorowania różnych podzespołów zespołu napędowego, rozdzielczością obserwacji oraz oknem pasma obserwowalności dynamiki ich ruchu.

Pierwotne sygnały diagnostyczne poszczególnych par kinematycznych są zsynchronizowane ze swoimi częstotliwościami znamionowymi, zwanymi dalej podnośnymi [3]. Zależności te są zachowane po ich przeniesieniu do pasma wyższej częstotliwości przez prądnicę-przetwornik pełniącą funkcję modulatora (mieszacza częstotliwościowego) i wzmacniacza (elektromaszynowego) [100, 101, 189]. Przemiana pierwotnych sygnałów diagnostycznych (zmodulowań prędkości kątowych) jest przetwarzana w sygnał napięciowy, odbywa się synchronicznie. W dodatku nabiegunniki stojana i żłobki wirnika tworzą swoisty noniusz prądnicy. Synchronizm procesu przemiany sygnału i wspomniany noniusz umożliwiają uzyskanie znacznie wyższych czułości i rozdzielczości niż w innych metodach

[2] Zróżnicowanie pasma – dotyczy to zarówno zróżnicowania częstotliwości znamionowych poszczególnych podzespołów (np. zespół napędowy śmigłowca od 4 Hz dla wału śmigła nośnego do 40 kHz dla wału sprężarki), jak i szerokości emitowanego pasma (np. uszkodzone łożysko toczne może emitować spektrum częstotliwości znacznie szersze niż jego częstotliwość znamionowa).

diagnostycznych opartych na TTM. Metodami FAM-C i FDM-A łatwo można określić stan techniczny i związaną z nim tzw. dobroć mechaniczną poszczególnych węzłów mechanicznych zespołu napędowego. W związku z tym można wykryć lokalne i strukturalne rezonanse [123]. Dlatego też prądnica pokładowa jest dobrym narzędziem obserwacji i identyfikacji stanu technicznego zarówno poszczególnych par kinematycznych, jak i całych zespołów napędowych. Potwierdzają to eksperymenty czynne i bierne wykonywane na obiektach rzeczywistych. Autor przedstawił liczne praktyczne zastosowania tych metod w procesie diagnozowania węzłów łożyskowych i elementów transmisji zespołu napędowego. Zostały tu także uporządkowane obserwacje autora dotyczące dynamiki podzespołów, a także różne typy uszkodzeń – w grupy, w zależności od względnej szerokości pasma zajmowanego przez poszczególne zbiory punktów charakterystycznych generowane przez dany podzespół. W monografii przedstawiono również systematykę rozpoznania modelu zużycia tribologicznego łożyska tocznego i kryteria oceny jego stanu technicznego na podstawie parametrów otrzymanych z prądnic-przetworników. Wszystkie charakterystyki łożysk wyznaczane są dla kilku kolejnych znamionowych prędkości obrotowych. Tak więc obserwacje diagnostyczne poszczególnych par kinematycznych metodami FAM-C i FDM-A prowadzone są w przestrzeni trójwymiarowej:

a) dewiacji częstotliwości ΔF [Hz],
b) częstotliwości procesu modulacji częstotliwości f_p [Hz],
c) znamionowej prędkości obrotowej n [obr/min] wału głównego silnika napędowego danego zespołu napędowego.

Wprowadzenie trzeciej osi 0-n umożliwiło obserwację zmian wielu procesów tribologicznych, takich jak: oddziaływanie sił hydromechanicznych na elementy toczne lub powstawanie i rozwój procesów rezonansowych elementów ruchomych łożysk tocznych. Dla zagadnień związanych z długookresowymi procesami tribologicznymi łożysk tocznych wprowadzono także czwartą oś – czasu eksploatacji θ [h]. Dzięki wprowadzeniu tej osi zaobserwowano na obiektach rzeczywistych zmiany rodzaju modelu tribologicznego, a co za tym idzie – zmiany stanu technicznego dla tego samego łożyska w procesie jego eksploatacji.

Metody FAM-C i FDM-A nie eliminują z procesu diagnostycznego innych (np. wibroakustycznych) metod diagnostycznych, a są raczej ich uzupełnieniem. Jednakże dla wielu obiektów i dla wielu istotnych zjawisk związanych z dynamiką ruchu mechanicznych zespołów napędowych i ich monitorowania mogą stać się w przyszłości wiodące w badaniach diagnostycznych. Są łatwe do automatyzacji i przetwarzania komputerowego. Łatwo więc można konstruować pokładowe i naziemne systemy diagnostyczne oraz systemy ostrzegania i alarmowania o zagrożeniu struktury mechanicznej zespołu napędowego. Jak się okazuje, metody te mogą być stosowane do wszystkich rodzajów zespołów napędowych, sprzę-

żonych strukturalnie z prądnicą (prądu stałego albo przemiennego), prądniczką tachometryczną lub czujnikiem ruchu z wyjściem napięciowym. Zmodulowane informacje diagnostyczne przesyłane są przez pokładową sieć elektryczną pomiędzy prądnicą-przetwornikiem a układem pomiarowym. Urządzenie pomiarowe bazujące na metodach FAM-C i FDM-A może być przyłączone do dowolnego punktu sieci elektroenergetycznej. Jest to istotny aspekt ergonomiczny i ekonomiczny, zwiększający możliwość zastosowania tych metod do diagnozowania miejsc niebezpiecznych lub trudno dostępnych, które cechują wysokie temperatury, duże wysokości (względem podłoża), wysokie ciśnienie, utrudniony dostęp do podzespołu (skupienie wokół niego wielu elementów mechanicznych lub elektrycznych). Metody FAM-C i FDM-A nie wymagają żadnych dodatkowych czujników – są dzięki temu szybkie w przygotowaniu badania i nieingerencyjne w działaniu.

PODSTAWOWE DEFINICJE I OZNACZENIA

A. PODSTAWOWE OKREŚLENIA

Badanie diagnostyczne – badanie obiektu (jego cech) mające na celu zebranie informacji potrzebnej do określenia stanu technicznego obiektu lub jego elementów.

Badanie kompleksowe – badanie zespołu napędowego zamontowanego na statku powietrznym lub pływającym w warunkach rzeczywistych.

Charakterystyka wysokości zbiorów charakterystycznych – wykres (np. słupkowy) przedstawiający wysokości zbiorów charakterystycznych w funkcji wartości znamionowej prędkości obrotowej wału głównego silnika napędowego lub prędkości obrotowej czopa łożyska.

Charakterystyka wannowa – charakterystyka wysokości zbiorów charakterystycznych, gdzie obwiednia ich wierzchołków (słupków) przypomina przekrój wanny (pojęcie to zaczerpnięto z teorii prawdopodobieństwa uszkodzeń obiektu).

Charakterystyka rezonansowa – charakterystyka wysokości zbiorów charakterystycznych, gdzie obwiednia ich wierzchołków (słupków) przypomina charakterystykę elektrycznego obwodu rezonansowego – widoczne jest wypiętrzenie wysokości zbiorów charakterystycznych dla średnich wartości znamionowej prędkości obrotowej wału głównego silnika napędowego lub prędkości obrotowej czopa łożyska.

Częstotliwość średnia – średnia arytmetyczna zbioru chwilowej wartości częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy w przedziale czasu trwania obserwacji diagnostycznej.

Częstotliwość znamionowa pary kinematycznej – częstotliwość pierwszej harmonicznej danej pary kinematycznej.

Częstotliwość podnośna pary kinematycznej – częstotliwość arytmetycznie równa wartości częstotliwości znamionowej pary kinematycznej.

Częstotliwość znamionowa prądnicy – częstotliwość napięcia wyjściowego prądnicy przy znamionowej prędkości obrotowej wirnika w stanie ustalonym.

Częstotliwość procesu modulacji częstotliwości – odwrotność podwojonej wartości czasu trwania odchylenia przebiegu wartości chwilowej częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy od częstotliwości średniej.

Częstotliwość procesu mechanicznego – wyjściowa częstotliwość zmian prędkości kątowej danego ogniwa kinematycznego lub podzespołu mechanicznego, objawiająca się w postaci zmian (wahań) chwilowej wartości kątowej wokół wartości prędkości znamionowej tego ogniwa (podzespołu).

Diagnoza – wynik badania diagnostycznego; wiarygodna hipoteza o stanie technicznym obiektu.

Dozorowanie mechanicznego zespołu napędowego – rodzaj procesu diagnostycznego, w którym kontrola stanu powtarzana jest okresowo (periodyczna lub aperiodyczna) celem wykrycia uszkodzenia badanego mechanicznego zespołu napędowego dostatecznie szybko po jego powstaniu, tak aby nie zagroził bezpieczeństwu eksploatacji.

Harmoniczna (składowa harmoniczna) – składowa Fouriera analizowanego sygnału – składowa przebiegu o częstotliwości będącej całkowitą krotnością częstotliwości podstawowej.

Impuls zanikowy częstotliwości chwilowej – impuls przebiegu częstotliwości chwilowej, którego amplituda jest mniejsza od poziomu częstotliwości znamionowej.

Mechaniczny zespół napędowy – w niniejszej monografii: zespół mechaniczny składający się z pierwotnego źródła mocy (np. turbiny gazodynamicznej silnika), elementów transmisji mocy mechanicznej (przekładnie, sprzęgła, wały transmisji, przekładnie zębate), podpór łożyskowych, oraz z odbiorników energii mechanicznej (pompy hydrauliczne, pompy paliwowe, pompy olejowe, elektryczne prądnice pokładowe, prądnice tachometryczne, śmigło).

Monitorowanie mechanicznego zespołu napędowego – śledzenie zmian parametrów badanego mechanicznego zespołu napędowego.

Odchylenie częstotliwości chwilowej od częstotliwości średniej – część przebiegu chwilowej częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy od chwili jednostronnego „odejścia" od poziomu częstotliwości średniej do chwili powrotu.

Para kinematyczna – dwa elementy (lub podzespoły) mechaniczne zespołu napędowego zdolne do przekazywania energii mechanicznej.

Prądnica wałowa – w okrętownictwie, prądnica związana kinematycznie z wałem śruby okrętowej.

Prądnica pokładowa – w lotnictwie prądnica napędzana przez dany zespół napędowy.

Przebieg wartości chwilowej częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy – dyskretny przebieg wartości chwilowych częstotliwości w funkcji czasu. Wartość częstotliwości chwilowej – odwrotność czasu trwania kolejnego przejścia wartości chwilowej przez poziom zerowy.

Pulsacja żłobkowa – przebieg zmian wartości chwilowej składowej zmiennej napięcia wyjściowego prądnicy, spowodowany zmianą reluktancji (rezystancji magnetycznej), wywołanej wirowaniem uzębionego wirnika w polu magnetycznym stojana.

SBK – łączny sumaryczny błąd wartości parametru charakteryzującego kształt elementu mechanicznego względem parametru kształtu określonego w dokumentacji konstrukcyjnej [73].

Pasmo obserwowalności – pasmo zakresu (harmonicznych) sygnału pierwotnego (tu: wahań prędkości kątowej par kinematycznych) obserwowane przez układ pomiarowo-diagnostyczny.

Punkty charakterystyczne – punkty na płaszczyźnie współrzędnych prostokątnych, w których rzędnymi są ekstremalne wartości *i*-tego odchylenia częstotliwości chwilowej (napięcia wyjściowego prądnicy) od częstotliwości średniej, zaś odciętymi częstotliwość procesu *i*-tego odchylenia częstotliwości chwilowej.

Szerokość pasma zbioru charakterystycznego – odległość Δf_p mierzona w osi poziomej pomiędzy skrajnymi punktami danego *j*-tego zbioru charakterystycznego:

$$\Delta f_{pj} = \left| \{\Delta f_{pj}\}_{\max} \right| - \left| \{\Delta f_{pj}\}_{\min} \right|$$

Wada pary kinematycznej – stan wywołany błędami wykonania i montażu lub zużyciem tribologicznym w czasie trwania eksploatacji zespołu napędowego.

Współczynnik toczenia łożyska tocznego – stosunek średniej prędkości kątowej głównej osi symetrii elementu tocznego (wałka) względem środka symetrii łożyska do prędkości kątowej czopa tego łożyska. W praktyce jest to iloraz prędkości kątowej koszyka do prędkości czopa tego łożyska.

Współczynnik „nachylenia dynamicznego" charakterystyki toczenia – iloraz maksymalnego współczynnika toczenia i minimalnej wartości współczynnika toczenia dla każdej prędkości obrotowej podczas kolejnych ekspozycji pomiarowych.

Wymagania techniczne – oficjalne (zatwierdzone) zestawienie parametrów technicznych, niezbędne do poprawnej produkcji i eksploatacji elementu, podzespołu, urządzenia lub systemu technicznego, opracowane przez producenta lub użytkownika.

Wysokość zbioru charakterystycznego – odległość ΔF mierzona w osi pionowej pomiędzy skrajnymi punktami danego *j*-tego zbioru charakterystycznego:

$$A_j = \left| \{\Delta F_i\}_{\max} \right| - \left| \{\Delta F_i\}_{\min} \right|$$

Zakłócenie pierwotnego sygnału diagnostycznego – oddziaływania na obiekt i układ pomiarowy czynników zewnętrznych oraz zmiany wewnętrzne zachodzące w obiekcie i torze pomiarowym, wywołujące negatywny wpływ na wynik pomiaru diagnostycznego.

Zbiór charakterystyczny pary kinematycznej – zbiór punktów charakterystycznych *j*-tej pary kinematycznej.

B. PODSTAWOWE OZNACZENIA

B1. Kinematyka i dynamika ruchu mechanicznego

t – czas [s];
s – operator Laplace′a;
ϑ – chwilowe położenie kątowe [rad];
$\dot{\vartheta}, \ddot{\vartheta}$ – pierwsza i druga pochodna kąta obrotu [rad/s; rad/s^2];
$\omega(t)$ – wartość chwilowa prędkości kątowej pary kinematycznej lub podzespołu (np. wału, koła zębatego) w funkcji czasu;
$\omega(s)$ – prędkość kątowa pary kinematycznej lub podzespołu (np. wału, koła zębatego) w postaci operatorowej;
M_n – moment napędowy [N·m];
M_o – moment obrotowy zadany (źródła) [N·m];
M_t – moment tarcia [N·m];
W_ω – wyznacznik szczególny macierzy (względem zmiennej ω);
W_Δ – wyznacznik ogólny macierzy;
n_N – znamionowa prędkość obrotowa wirnika prądnicy [obr/min];
n_{smax} – maksymalna prędkość obrotowa wału głównego silnika [obr/min];
n_{smin} – minimalna prędkość obrotowa wału głównego silnika [obr/min];
ω – wartość chwilowa prędkości kątowej [rad/s];
p_s – współczynnik toczenia łożyska tocznego;
$p_{smaxmax}/p_{sminmin}$ – współczynnik „nachylenia dynamicznego” charakterystyki toczenia;
T_{np} – okres wahań znamionowych danej pary kinematycznej;
f_p – częstotliwość procesu mechanicznego;

f_{pN} – częstotliwość znamionowa (obserwowanego) procesu mechanicznego; częstotliwość znamionowa prążka kinematycznego.

B2. Wielkości konstrukcyjne elementów mechanicznych

β – kąt przekoszenia, kąt zawarty pomiędzy osią obrotu elementu napędzającego a osią obrotu elementu napędzanego [°];

a – liniowe przesunięcie pomiędzy osią obrotu elementu napędzającego a osią obrotu elementu napędzanego mierzone w płaszczyźnie obrotu (mimośrodowość) [m];

J_1 , J_2 – masowe momenty bezwładności [kg · m^2];

k – współczynnik sprężystości [rad/N · m];

Dj – współczynnik tłumienia lepkiego (wiskotycznego) j-tego ogniwa kinematycznego [N·m·s/rad];

z – liczba zębów koła zębatego;

d_{pr} – średnica wałka prądnicy [m];

D_N – średnica wewnętrzna tulei gniazda napędu [m];

m – moduł koła zębatego;

i – numer kolejnego przejścia przez poziom „zerowy" przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy pokładowej;

j – numer pary kinematycznej lub numer kolejnego odchylenia przebiegu $f_i(t)$ od poziomu odniesienia (zazwyczaj od poziomu $f_{śr}$);

d_k – średnica elementu tocznego łożyska tocznego;

D_w – średnica bieżni wewnętrznej łożyska tocznego.

B3. Wielkości elektryczne i magnetyczne

B – indukcja magnetyczna w szczelinie między nabiegunnikiem stojana a wirnikiem prądnicy [T];

I – natężenie prądu elektrycznego [A];

l – długość odcinka (ramki zezwoju) znajdującego się w polu magnetycznym stojana [m];

f_{pi} – częstotliwość „procesu mechanicznego" (modulacji prędkości kątowej danego ogniwa kinematycznego) dla i-tej próbki zbioru charakterystycznego [Hz];

ΔF_i – wartość amplitudy i-tego odchylenia częstotliwości chwilowej (napięcia wyjściowego prądnicy) od częstotliwości średniej [Hz];

$f_{śr}$ – częstotliwość średnia – średnia arytmetyczna zbioru wartości częstotliwości chwilowych [Hz];

t_{odi} – czas trwania *i*-tego odchylenia częstotliwości chwilowej od częstotliwości średniej [s];
p – liczba par biegunów prądnicy;
K – liczba wycinków komutatora prądnicy;
$\dot{Z}$ – liczba żłobków wirnika prądnicy;
E – wartość skuteczna siły elektromotorycznej (SEM) [V];
e – wartość chwilowa siły elektromotorycznej (SEM) [V];
U_{max} – wartość maksymalna napięcia [V];
U_N – skuteczna wartość znamionowa napięcia [V];
AC – prąd przemienny (*alternating current*);
DC – prąd stały (*direct current*);
T_{NG} – okres przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy;
1fAC – pomiar jednofazowy kanału pomiarowego AC (metoda FAM-C);
3fAC – pomiar trójfazowy kanału pomiarowego AC (metoda FAM-C);
$u(t)$ – przebieg analogowy napięcia;
$U_{\sim}$ – wartość amplitudy składowej pulsacji (składowej AC) prądnicy prądu stałego;
U= – wartość składowej stałej napięcia wyjściowego prądnicy prądu stałego (DC);
o – liczba naturalna – numer kolejnego okresu pulsacji biegunowej.

B4. Wielkości z teorii sygnałów, radiotechniki i elektroniki

FM – modulacja częstotliwości;
AM – modulacja amplitudy;
m.cz. – mała częstotliwość – w niniejszym opracowaniu pierwotny sygnał diagnostyczny, tzn. spektrum składowych częstotliwości przebiegu wartości chwilowej prędkości kątowej poszczególnych par kinematycznych badanego zespołu napędowego;
w.cz. – wysoka częstotliwość – w niniejszym opracowaniu częstotliwość znamionowa prądnicy – przetwornika;
$f_{poj} \equiv f_{Nj}$ – częstotliwość nośna danego *j*-go zbioru charakterystycznego – w literaturze z zakresu radiotechniki [3,32] zwana częstotliwością podnośną sygnału, zaś w literaturze diagnostycznej [25, 85] częstotliwością kinematyczną;
Δf_{pj} – szerokość pasma *j*-tego zbioru charakterystycznego (w literaturze z zakresu radiotechniki oznaczana literą $\boldsymbol{B}_j$ od ang.: *band*, tj. pasmo);
κ – wzmocnienie wzmacniacza.

B5. Inne oznaczenia, symbole i skróty

DSS – dźwignia sterowania silnikiem;

SIL – Służba Inżynieryjno-Lotnicza (użytkownik statków powietrznych);

SHM – monitorowanie stanu technicznego konstrukcji (ang. *structural health monitoring*);

TTM – (ang. *tip timing method*) metoda monitorowania dynamiki podzespołu maszyny wirującej na bazie sygnału synchronicznego związanego z wirującymi elementami mechanicznymi (łopatki turbiny lub sprężarki, zęba koła zębatego) generującymi „znaczniki czasu", umożliwiająca obliczanie przyrostów czasu pomiędzy kolejnymi przejściami wirujących elementów mechanicznych, czyli wtórnie dyskretne określenie dynamiki ruchu podzespołu maszyny wirującej;

TOA – czas przyjścia (ang. *time of arrival*) – przyrost czasu pomiędzy „znacznikami czasu";

WT – wymagania techniczne;

K – liczba testów lub numer kolejnego testu dla danego badanego zespołu napędowego;

Θ – czas trwania pojedynczego testu lub łączny czas eksploatacji badanego zespołu napędowego;

Θ_k – czas liczony od początku eksploatacji do ostatniego remontu badanego zespołu napędowego, po którym wykonuje się k-ty test diagnostyczny;

$\Delta\Theta$ – czas eksploatacji badanego zespołu napędowego pomiędzy kolejnymi testami diagnostycznymi;

A – wysokość zbioru charakterystycznego określanego na płaszczyźnie (f_p, ΔF);

A_j – wysokość j-go zbioru charakterystycznego określanego na płaszczyźnie (f_p, ΔF);

A_o – wysokość zbioru charakterystycznego o częstotliwości procesu modulacji częstotliwości pierwszej harmonicznej prędkości wału głównego silnika;

A_{05} – wysokość zbioru charakterystycznego o częstotliwości procesu modulacji częstotliwości pierwszej podharmonicznej[3] prędkości wału głównego silnika.

[3] Częstotliwość procesu pierwszej podharmonicznej – częstotliwość f_p równa co do wartości częstotliwości pierwszej podharmonicznej prędkości $\boldsymbol{n}_N$ wału głównego silnika lub czopa łożyska ($f_p = 0{,}5 \cdot \boldsymbol{n}_N/60$).

WPROWADZENIE

Rozwój statków nawodnych czy powietrznych, niezbędnych do przemieszczania ludzi lub towarów, jest bezdyskusyjną potrzebą gospodarczą, społeczną lub militarną. Aby środki te były bezpieczne i jednocześnie ekonomiczne, przewoźnicy są zainteresowani instalacją niezawodnych systemów diagnozujących i monitorujących przede wszystkim zespoły napędowe [10, 13, 177, 190, 226, 234, 290]. W wyścigu o szybkość i ładowność zespół napędowy jest coraz bardziej obciążony, a więc wymaga coraz lepszych układów diagnozujących. Układ (system) diagnozujący musi mieć czujniki i przetworniki parametrów. Aktualnie na rynku istnieje znaczna liczba różnego rodzaju czujników i przetworników różnych parametrów. Nie jest więc problemem technicznym wyprowadzenie ich sygnałów do kokpitu dowódcy załogi statku powietrznego lub pływającego. Jednakże takie mnożenie różnego rodzaju przyrządów wskazówkowych zostało ostro skrytykowane i przyhamowane już pod koniec lat sześćdziesiątych. Pilot, zwłaszcza wojskowy, obarczony licznymi czynnościami, nie był w stanie skupić się jeszcze nad analizą struktury technicznej statku powietrznego. Dlatego już wtedy zaznaczyła się wyraźna tendencja do automatyzacji systemów ostrzegania pilota o niebezpieczeństwie. Pod koniec lat 70. w wizjach strategicznych rozważano już tylko konflikty o znaczeniu lokalnym. Eksploatacja wojskowych statków powietrznych musiała w związku z tym być tańsza i przewidywalna. Układy (systemy) diagnostyki pokładowej miały zapewnić znacznie większą skuteczność wykrywania uszkodzeń i długoletnią eksploatację. Dążenia te przerodziły się w strukturalną strategię eksploatacji według stanu technicznego [234, 303, 290]. Tutaj układy diagnostyczne (pokładowe i naziemne) miały wesprzeć obsługę techniczną tak dalece, że wymiany i remonty agregatów pokładowych miały być ograniczone do niezbędnego minimum. Tak więc miały być zlikwidowane planowe remonty powiązane ściśle z liczbą godzin lotu lub z okresem kalendarzowym eksploatacji. Okazało się bowiem, że często do remontu trafiały agregaty w bardzo dobrym stanie technicznym, a równocześnie w okresie międzyremontowym dochodziło do groźnych awarii systemów w wyniku uszkodzeń podobnych agregatów. Jednocześnie w tym okresie w lotnictwie zdolność lotna nowych

konstrukcji statków powietrznych coraz bardziej uzależniała się od zdatności zespołu napędowego. Problem polegał na zwiększaniu szybkości i elastyczności startu, przelotu i szybkości wchodzenia na pułap. W tym celu konstruktorzy musieli dopasować aerodynamikę płatowca samolotu (skośne krawędzie natarcia płatów nośnych, zmniejszona powierzchnia płatów nośnych w celu zmniejszenia sił oporu aerodynamicznego). W tej sytuacji podczas awarii zespołu napędowego lot ślizgowy (często praktykowany w starszych konstrukcjach lotniczych) został bardzo ograniczony. Zależności te były z pewnością istotnym elementem sprawczym powstania systemu HUMS (ang. *Health and Usage Monitoring System*) [7, 9, 95, 316]. Szybko okazało się, że znacznie bardziej uzależniony od zdatności zespołu napędowego jest śmigłowiec, a nie samolot. Konflikty zbrojne ostatnich dwudziestu lat oparte na działaniach stosunkowo niewielkich sił piechoty przyznały priorytet śmigłowcom, szczególnie w rejonach o znacznej liczbie przeszkód terenowych, np. w rejonach górskich. W śmigłowcach newralgicznym problemem są silne dynamiczne oddziaływania wibracji łopat wirnika nośnego (drgania własne, oddziaływanie sił aerodynamicznych, rezonans przyziemny) w wyniku nakładania się prędkości postępowej (kadłub śmigłowca) na prędkość opływu powietrza profilu łopaty nośnej w ruchu obrotowym [13, 225]. Złożenie tych dwóch zjawisk jest istotnym czynnikiem przyśpieszania zużywania się szeroko pojętego zespołu napędowego (silnik + układ transmisji + układ nośny + układ sterowania lotem). Dodać należy, że o ile w samolocie zjawisko tworzenia się siły nośnej prawie nie oddziałuje na układ napędowy, to w śmigłowcu oba te zjawiska są ze sobą ściśle powiązane. Tak więc kiedy śmigłowiec zaczyna się wznosić lub zmieniać kierunek lotu, to wzrasta dynamika oddziaływania sił na liczne węzły zespołu napędowego – na wały transmisji, na liczne podzespoły skrzyń napędów i na łożysko tarczy sterującej. Obserwuje się także zależności w drugą stronę – jeżeli elementy mechaniczne zespołu napędowego ulegną pozanormatywnemu zużyciu, to może dochodzić do nietypowych wibracji płatowca o pozanormatywnie wysokiej amplitudzie zaburzającej aerodynamikę lotu albo też może dochodzić do pogorszenia precyzji sterowania. Kiedy dochodzi do zużycia elementów transmisji przekazującej napęd na śmigło ogonowe, towarzyszą temu trudności z utrzymaniem kierunku lotu [7, 13, 95, 225].

Śmigłowiec po awarii silnika może teoretycznie wylądować na tzw. autorotacji, podobnie jak rozwijane w okresie międzywojennym wiatrakowce. Potrzebna jest do tego pełna zdatność elementów sterowania i, przede wszystkim, znaczny zapas wysokości. Jest to problem trudny, a niekiedy wręcz niewykonalny dla śmigłowców bojowych, które otrzymują często zadania wsparcia piechoty z niskich wysokości lub jej desantowania. Dlatego tym bardziej należy rozwijać systemy monitorowania i diagnozowania zespołu napędowego.

W praktyce system HUMS składa się ze zbiorów czujników wibroakustycznych (i częściowo czujników temperatury) rozłożonych w newralgicznych

miejscach. Najlepiej rozbudowany system ma śmigłowiec CH-47 Chinook, na którym rozmieszczono liczne czujniki piezoelektryczne przy silnikach napędowych obu przekładni i wzdłuż zespołów sterujących, jak również w pobliżu tarcz sterujących [95, 316,303].

Metoda wibroakustyczna jest obarczona licznymi błędami strukturalnymi. Po pierwsze, pierwotny sygnał wibroakustyczny przechodzi przez liczne ośrodki – warstwy powietrza, uszczelki, warstwę filmu olejowego, które osłabiają jego energię [40, 39, 208]. Część energii przechodzi z kolei od źródła do odbiornika sygnałów okrężną drogą poprzez bardzo dobre przewodniki wibracji, np. przez metalowy segment obudowy skrzyni napędów, lecz ulega zmieszaniu wskutek interferencji z wieloma innymi, nieinteresującymi diagnosty sygnałami wibroakustycznymi. Co więcej, elementy nieistotne z punktu widzenia potrzeb diagnostycznych, np. obudowy, często mają właściwości filtrowania drgań mechanicznych. Mają one swoje częstotliwości rezonansowe (częstotliwość drgań własnych) – odbywa się pasmowe wzmacnianie harmonicznych pierwotnego sygnału diagnostycznego w pobliżu częstotliwości drgań rezonansowych tego elementu. Natomiast w pozostałym zakresie częstotliwości spektrum sygnału wibroakustycznego ulega stłumieniu. Takie filtrowanie drgań mechanicznych może zniekształcić w sposób istotny rozkład widmowy drgań wibroakustycznych pary kinematycznej. Poza tym w silnie przestrzennie upakowanym podzespole np. reduktora lotniczego trudno jest identyfikować poszczególne pary kinematyczne z uwagi na zagęszczenia geometryczne pierwotnych źródeł sygnału diagnostycznego. Przy niewielkich odległościach źródeł sygnałów wibroakustycznych i względnie dużych odległościach umieszczonego odbiornika od poszczególnych źródeł, spektra poszczególnych sygnałów mogą z większym prawdopodobieństwem zakłócać się wzajemnie. Dlatego też, zdaniem autora, system HUMS jest szansą dla metod FAM-C i FDM-A [95, 98]. Prądnica-przetwornik dostarcza danych o stanie technicznym wielu węzłów mechanicznych jednocześnie obrazowanych w postaci oddzielnych zbiorów charakterystycznych, łatwych do zastosowania w układach automatycznej sygnalizacji. Co więcej, w metodzie FAM-C, wykorzystując naturalne węzły sumacyjne i trakty mechanicznego łańcucha napędowego różnych ogniw kinematycznych, sygnał pierwotny zostaje w obrębie oryginalnego (tego samego) zespołu napędowego przeniesiony do wyższych częstotliwości drgań elektrycznych za pomocą prądnicy-przetwornika stanowiącego integralną część badanego mechanicznego zespołu napędowego (rys. 1.1) [100, 129, 101]. Pierwotne drgania spektralne poszczególnych mechanicznych par kinematycznych stają się modulatorem dla sygnału wyjściowego prądnicy-przetwornika. Podobnie jak w radiowej stacji nadawczej, podczas operacji modulacji (w prądnicy-przetworniku) dla niektórych par kinematycznych informacje diagnostyczne mogą być nieco zubożone, gdyż każdy typ prądnicy-przetwornika ma swoje pasmo przenoszenia (filtracji elektromechanicznej). Jednocześnie taka

operacja przesunięcia pierwotnych danych diagnostycznych zapewnia ich ochronę przed różnego rodzaju zakłóceniami. Praktycznie biorąc, uzyskuje się w czasie dalszego przesyłu (przez medium w postaci pokładowej sieci elektrycznej) całkowitą odporność przesyłanego sygnału w stosunku do zmodulowań mechanicznych – przewody elektryczne mogą przechodzić dowolnie blisko innych zespołów mechanicznych, podczas gdy zawarte w sygnale elektrycznym (zmodulowaniach elektrycznych FM) są odporne na wszelkiego rodzaju wibracje mechaniczne lub zmodulowania prędkości kątowej tych mechanizmów.

W trakcie pomiarów z zastosowaniem metod FAM-C lub FDM-A pobierany jest z pokładowej sieci elektrycznej sygnał napięciowy zmodulowany częstotliwościowo i odbywa się zmieszanie tego sygnału z impulsami zegara wewnętrznego układu pomiarowego. Następnie odbywa się detekcja. „Rozpakowywane są" spektra drgań poszczególnych par kinematycznych. Należy tu wspomnieć, że każda para kinematyczna mechanicznego zespołu napędowego ma swoją częstotliwość podnośną. Jest to nic innego jak prędkość znamionowa danej pary kinematycznej i jest łatwa do pozyskania ze schematu kinematycznego lub z opisu technicznego danego typu zespołu napędowego. Częstotliwości podnośne [3], tj. częstotliwości znamionowe poszczególnych par kinematycznych są również odzyskiwane podczas demodulacji. Dzięki temu możliwa jest identyfikacja poszczególnych spektrów drgań. Możliwość łatwej identyfikacji poszczególnych par kinematycznych w metodzie FAM-C jest bardzo istotną zaletą. W metodach wibroakustycznych dany czujnik rzadko kiedy jest przyłączany bezpośrednio do badanej pary kinematycznej. Przeważnie czujniki są montowane do obudowy tej pary kinematycznej lub innego montażowo dostępnego miejsca struktury płatowca lub zespołu napędowego. Dlatego też w systemach wibroakustycznych istnieją duże problemy z identyfikacją składowych odbieranych sygnałów z przyporządkowaniem do poszczególnych par kinematycznych [39, 40].

Aby poszczególne węzły mechaniczne ocenić możliwie wszechstronnie, autor wykonywał pomiary parametrów przy kolejnych prędkościach obrotowych wału głównego silnika. Otrzymywał więc całe rodziny charakterystyk będących funkcjami prędkości obrotowej. W ten sposób odbywa się swoiste dyskretne uzmiennienie obserwowanych parametrów mierzonych metodami FAM-C i FDM-A w zależności od prędkości obrotowej. Jest to niezbędne z uwagi na wpływ filmu olejowego na procesy tribologiczne [55, 177, 179, 261]. Umożliwia to śledzenie m.in. procesów tribologicznych w zależności od prędkości obrotowej [113, 119, 120]. Uzyskane obserwacje umożliwiły utworzenie swoistego katalogu zależności tribologicznych.

1

WSTĘP

1.1. Informacje ogólne

Autor opracował i wdrożył metody diagnostyczne FAM-C i FDM-A najpierw do naziemnych zespołów lotniskowego zasilania elektroenergetycznego statków powietrznych LUZES, gdzie monitorowano wielkości przekoszeń i przesunięć mimośrodowych wałów napędowych oraz dynamikę ruchu obrotowego powodującą ukręcanie wałków napędowych prądnic. Następnie metody znalazły szerokie zastosowanie w monitorowaniu stanu wszelkiego rodzaju przekładni (reduktory, skrzynie napędu agregatów). Od kilku lat stosowane są do diagnozowania podpór łożyskowych samolotów TS-11 Iskra. Wykorzystywane są też do monitorowania przetwornic elektromaszynowych [112, 115, 117]. Podjęto również udane próby monitorowania zespołów napędowych z silnikami wysokoprężnymi o zapłonie samoistnym na promach morskich [103, 116, 129]. Od paru lat trwają intensywne prace badawcze związane z monitorowaniem zespołów napędowych śmigłowców wojskowych [7, 95, 98].

Metody te nadal mają status prototypowych, znajdujących się w stadium badań i wdrożeń o stosunkowo wąskim zakresie populacji obiektów, ograniczonej praktycznie tylko do sprzętu lotniczego Sił Zbrojnych RP. Tak więc są uzupełnieniem dalej obowiązujących oficjalnie „starych" metod. Z tego powodu konieczne jest ich ogólne omówienie.

Do pomiarów diagnostycznych mechanicznych zespołów napędowych w dotychczasowej praktyce stosowano następujące badania diagnostyczne:

a) wibroakustyczne z analizą modalną,
b) analizę produktów zużycia w oleju smarnym,
c) analizę pól temperatur,

d) pomiary tensometryczne,
e) metody diagnostyczne związane z TTM – pośredni pomiar prędkości obrotowej i przemieszczeń elementów wirujących (np. łopatek sprężarki) za pomocą czujników elektromagnetycznych, optycznych, mikrofalowych, pojemnościowych, prądów wirowych, mikrofalowych. Na podobnej zasadzie od początku lat 70. konstruowane są momentomierze dla zespołów napędowych [68, 201, 202, 206, 256, 295–297]. Praktycznie biorąc, w tej grupie należy umieścić metody FAM-C i FDM-A, gdyż pomimo że rozwijały się przez dłuższy czas niezależnie od TOA, to de facto korzystają z zasady TOA opisanej przez Campbella [37] w TTM.

Ad a) Pomiary wibroakustyczne wymagają montowania dodatkowych czujników. Sygnał pierwotny np. z łożyska podpory łożyskowej silnika turbinowego przemieszcza się w kierunku czujnika przez różne ośrodki tłumiące. Równocześnie dobrze przenoszące dźwięk korpusy i obudowy silnika doprowadzają do tych samych czujników liczne sygnały zakłócające [39, 40, 44, 205, 207]. Utrudnia to lokalizację uszkodzeń, jak również określenie poziomu zagrożenia.

Ad b) Pomiary produktów ścierania w oleju smarnym [15, 182, 268] – zakres obserwacji procesów diagnostycznych ograniczony jest tylko do procesów tribologicznych skutkujących wydzielaniem się cząstek stałych (w wyniku procesu ścierania) lub zmian chemicznych w oleju. W praktyce stosuje się okresowe pobieranie próbek z pokładowych instalacji lotniczych i okrętowych w czasie postoju w ściśle określonym odstępie czasu po jego wyłączeniu. Badający musi dobrze znać skład materiałowy poszczególnych elementów składowych zespołu napędowego. Jeżeli skład materiałowy tych elementów nie jest zróżnicowany, to lokalizacja uszkodzonego podzespołu jest niemożliwa.

W pokładowych instalacjach olejowych są montowane czujniki zużycia ściernego (tzw. czujniki opiłkowania). Nie mają one jednak właściwości analizy składu produktów ścierania, a jedynie niosą informację dla załogi o sumarycznym zagęszczeniu produktów zużycia ściernego w oleju smarnym.

Ad c) Pomiary pól temperatur [62] – z uwagi na duże upakowanie (skupienie w jednostce objętości) podzespołów, w szczególności lotniczych zespołów napędowych, są trudne do przeprowadzenia – zabudowanie czujników temperatur komplikuje konstrukcję. Istnieją także urządzenia do pomiaru bezdotykowego, np. oparte na zasadzie analizy widma świetlnego. Wymagają one kontaktu optycznego pomiędzy miernikiem a badanym podzespołem, co nie zawsze jest możliwe. Pomiar temperatur jest obarczony dużym i trudnym do precyzyjnego określenia błędem dynamicznym [232], co w przypadku lawinowego narastania niektórych procesów destrukcji mechanicznej jest istotne.

Ad d) Pomiary tensometryczne – polegają na naklejeniu na badany element specjalnego czujnika naprężeń lokalnych. Najczęściej jest to tensometr rezystan-

cyjny. Wymagają montażu dodatkowych czujników i wiązek pomiarowych oraz kłopotliwych[1] w obsłudze komutatorów [36, 269, 303].

Ad e) Pomiary prędkości obrotowej za pomocą czujników elektromagnetycznych (w skrócie CRL) ruchu elementów wirujących przekładni polegają na zmianie reluktancji (oporności magnetycznej) jednostronnie otwartego obwodu magnetycznego elektromagnesu (czujnika). Na dyfuzorze wlotowym jest montowany czujnik, zaś metalowa łopatka sprężarki (stal lub tantal) stanowi modulator. Elastyczność łopatek powoduje, że szybkozmienne procesy, jak drgania własne podpór łożyskowych, są w naturalny sposób filtrowane. W wielu konstrukcjach napędów lotniczych analogiczny układ jest stosowany do pomiarów lokalnych prędkości kątowych różnych podzespołów, gdzie modulatorem jest ząb koła zębatego obciążonego mechanicznie w systemie transmisji przekazywania mocy mechanicznej lub nieobciążonego mechanicznie (specjalnie zamontowanego do współpracy z czujnikiem reluktancyjnym lub wiroprądowym). Analogiczne systemy są stosowane także w niektórych układach diagnozujących obciążenie w poszczególnych cylindrach silników wysokoprężnych w okrętownictwie [57]. Systemy czujników optycznych lub mikrofalowych [63, 248, 275] wymagają także montażu dodatkowych elementów.

Powyższy krótki i ogólny przegląd nie wyczerpuje całości zagadnienia. Nadrzędnym celem niniejszej monografii jest zaprezentowanie metod FAM-C i FDM-A, dlatego logiczne wydaje się we wstępnym przeglądzie wyeksponowanie dwóch wątków:

- znaczenie metod diagnostycznych wibroakustycznych we współczesnej diagnostyce z uwagi na powszechność ich zastosowania oraz omówienie podstawowej ich wady (w stosunku do FAM-C i FDM-A) – braku synchronizacji,
- metody TTM, a w szczególności pomiary prędkości obrotowej obiektu badań za pomocą czujników CRL z uwagi na zbliżoną zasadę działania do FAM-C i FDM-A.

Porównując praktyczne znaczenie scharakteryzowanych rodzajów pomiarów diagnostycznych, należy stwierdzić, że pomiary wibroakustyczne królują w panteonie metod diagnostycznych zespołów napędowych. Jest to bodaj najstarszy sposób lokalizowania i oceny poziomu zużycia podzespołów. Pierwotnie polegał na

[1] [274], s. 19, rozdział 4. Urządzenie do bezdotykowego badania drgań łopatek wirnikowych turbinowych silników lotniczych „Podczas badań drgań i naprężeń w łopatkach wirnikowych maszyn przepływowych z użyciem tradycyjnej aparatury tensometrycznej następowały zawsze spore trudności związane z koniecznością wcześniejszego przygotowania silnika do badań w postaci nawiercania otworów i kanałów do przeprowadzania instalacji tensometrycznej. Liczba obserwowanych (i mierzonych) łopatek była ograniczona liczbą kanałów mostka tensometrycznego, jak również możliwością przeprowadzenia przez silnik dużej mocy przewodów tensometrów…”.

wykorzystaniu naturalnych zdolności percepcyjnych człowieka w dziedzinie słuchowego rozpoznawania natężenia i barwy dźwięku. Dzisiaj pomiary wibroakustyczne, wzmocnione współczesną technologią (nowoczesne czujniki np. piezoelektryczne, nowoczesne metody filtracji, oprogramowanie analizujące), są nadal najpotężniejszą i najbardziej rozpowszechnioną dziedziną diagnostyki. W miarę rozbudowywania systemów, pomiary te są coraz droższe, bardziej skomplikowane i niestety często zawodne. Podstawową wadą jest brak naturalnego synchronizmu pomiędzy pierwotnym sygnałem diagnostycznym a częstotliwością znamionową oraz częstotliwością nośną (jeśli taka jest stosowana), co utrudnia lokalizację uszkodzonego miejsca. Wady tej nie mają metody FAM-C i FDM-A.

1.2. Wady i zalety metod FAM-C i FDM-A na tle innych metod diagnostycznych

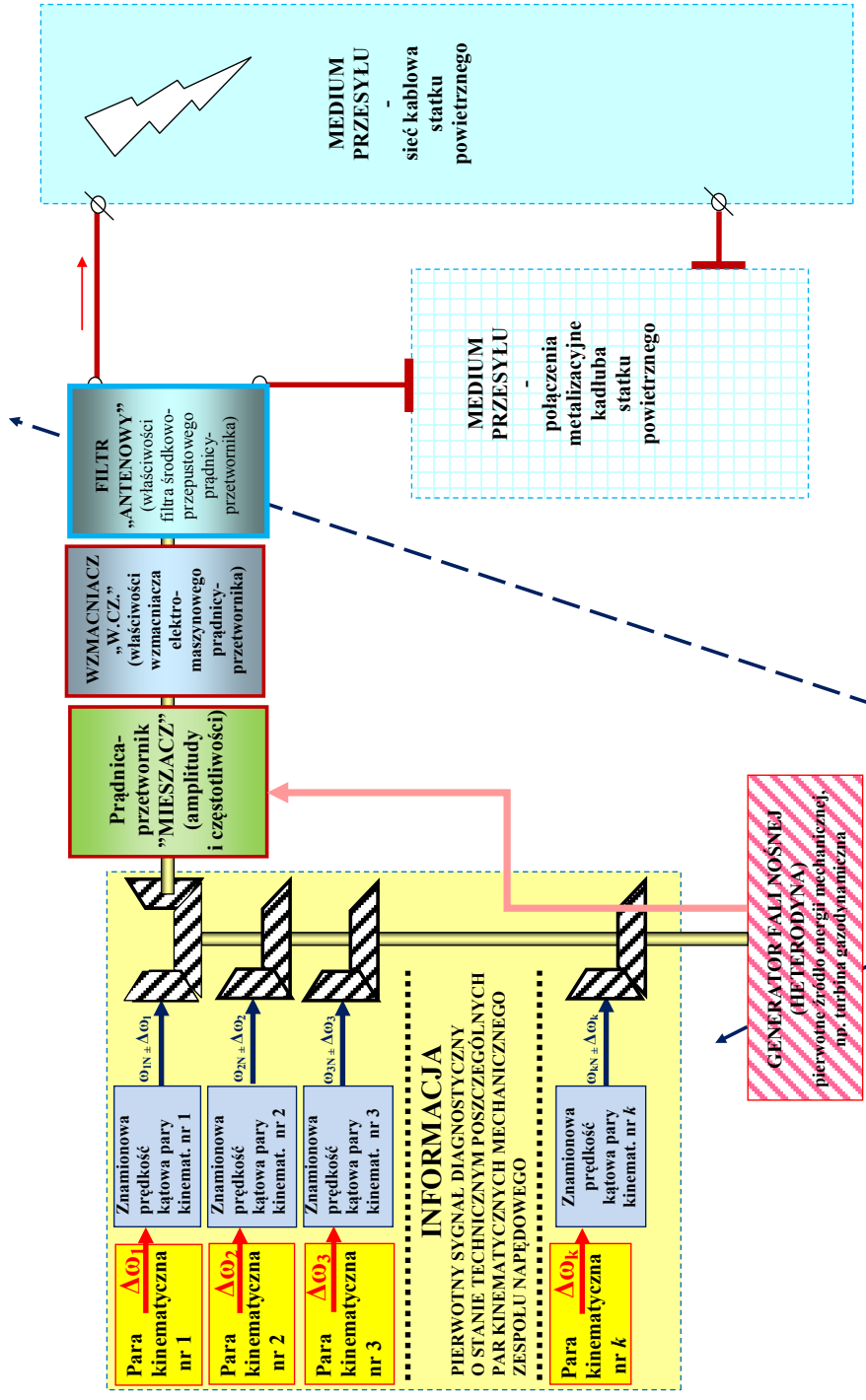
W metodach FAM-C i FDM-A (rys. 1.1) wykorzystywane są naturalne związki spektrum pierwotnego sygnału diagnostycznego (generującego spektrum modulacji częstotliwości, np. para kinematyczna nr 1: $\Delta\omega_1$) ze znamionową prędkością kątową danej pary kinematycznej (para kinematyczna nr 1: ω_{N1}) [303]. W metodzie FAM-C prądnica-przetwornik dokonuje modulacji, tj. przeniesienia tego (jak i sygnałów z innych par kinematycznych) na poziom wysokiej częstotliwości (w skrócie w.cz.) poprzez naturalne „zmieszanie" sygnału małej częstotliwości (m.cz.) ze znamionową częstotliwością „nośną" danej prądnicy-przetwornika. Należy zaznaczyć w tym miejscu, że fala „nośna" jest naturalnie synchroniczna z sygnałem m.cz. Synchronizm zachowany jest także pomiędzy poszczególnymi sygnałami m.cz. (pomiędzy sygnałami od poszczególnych par kinematycznych). Sygnał m.cz. po zmodulowaniu zyskuje ochronę od zakłóceń przez wszelkie urządzenia mechaniczne. Sygnał ten przeniesiony przez elektryczną sieć pokładową do pasma w.cz. zostaje w dogodnym dla diagnosty miejscu pobrany przez aparaturę pomiarową FAM-C lub FDM-A. Podlega tam demodulacji, podczas której „odzyskiwany" jest sygnał m.cz. Odzyskiwane jest spektrum sygnału pierwotnego danej pary kinematycznej, jak również związana z nim dana znamionowa częstotliwość podnośna. Zachowana zostaje relacja synchronizmu pomiędzy poszczególnymi parami kinematycznymi, co znacznie zwiększa czułość i dokładność analizy zjawisk dynamiki ruchu podzespołów, a więc wtórnie skuteczność wnioskowania przyczynowo-skutkowego. Tymczasem pozyskiwanie sygnału wibroakustycznego odbywa się w zdecydowanie inny sposób. Główne różnice tkwią w sposobie pobierania pierwotnego sygnału diagnostycznego z badanego zespołu napędowego.

Pierwszy problem dotyczący uściślenia pojęcia pierwotnego sygnału diagnostycznego – w FAM-C i FDM-A za pierwotny sygnał diagnostyczny uważa się dynamikę ruchu kątowego danej pary kinematycznej. W wibroakustyce za pierwotny sygnał diagnostyczny uznaje się wibracje danej pary kinematycznej. Zdaniem autora niniejszego opracowania jest to raczej skutek (efekt wtórny) fluktuacji prędkości kątowej danej pary kinematycznej przynajmniej dla maszyn wirnikowych. Już w tym miejscu gubiona jest więc cześć pierwotnej informacji diagnostycznej.

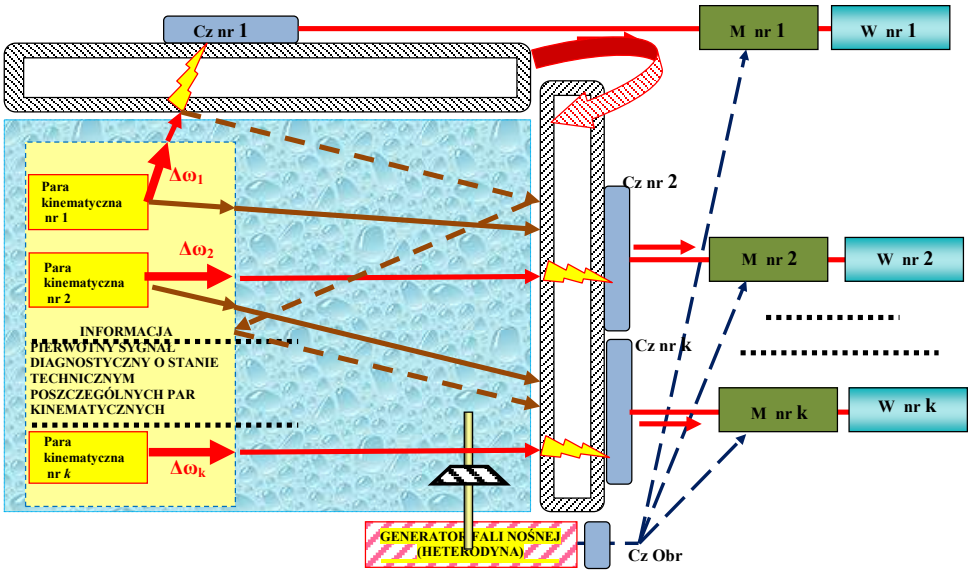
Drugi problem to sprawa wzajemnego synchronizmu sygnałów wibroakustycznych od poszczególnych par kinematycznych. Każda para kinematyczna emituje swoje spektrum wibroakustyczne, które jest mierzone w różnych, mniej lub bardziej oddalonych od nich miejscach. Jednakże zróżnicowana odległość poszczególnych par kinematycznych od czujnika powoduje zróżnicowanie przesunięć fazowych pomiędzy sygnałami, które w momencie dotarcia do czujnika nie zachowują naturalnych zależności [39, 40, 207]. Co więcej, jak wspomniano we wprowadzeniu do niniejszego opracowania, pierwotny sygnał wibroakustyczny przechodzi przez liczne ośrodki – warstwy powietrza, uszczelki, warstwę filmu olejowego. Każdy z tych ośrodków ma inną prędkość rozchodzenia się dźwięku, więc przesunięcia sygnałów jeszcze bardziej się różnicują. Co więcej, przy przechodzeniu przez granice ośrodków (rys. 1.2, oznaczone strzałkami z liniami przerywanymi) występują odbicia, które w zależności od fazowości mogą interferencyjnie zmniejszyć amplitudę sygnału z jej wygaszeniem włącznie.

Trzeci problem to sprawa fali nośnej w.cz. W czujnikach wibroakustycznych często czujnik ma swoją częstotliwość nośną. Stosuje się ją „obowiązkowo" przy teletransmisji sygnału wibroakustycznego [3, 100, 101]. Fala nośna nie jest w synchronizmie z odbieranym sygnałem pierwotnym danej pary kinematycznej. W niektórych systemach wibroakustycznych montuje się dodatkowy czujnik, najczęściej reluktancyjny (rys. 1.2, „Cz Obr"), który obserwuje „fazę prędkości obrotowej" [28]. Z uwagi na zniekształcenia fazowości pomiędzy sygnałem pierwotnym danej pary kinematycznej a odebranym przez czujnik sygnałem, sygnał z tego czujnika obrotów może przekazywać tylko informację o aktualnej znamionowej (uśrednionej w pewnym oknie czasowym) prędkości obrotowej zespołu napędowego.

Oprócz metod wibroakustycznych na uwagę zasługują metody diagnostyczne związane z ideą TTM, a w szczególności pomiary prędkości obrotowej obiektu badań za pomocą czujników elektromagnetycznych CRL.



Rys. 1.1. Schemat blokowy „stacji nadawczej” w procesie obiegu informacji diagnostycznej o stanie technicznym mechanicznego zespołu napędowego FAM-C i FDM-A



Rys. 1.2. Schemat blokowy procesu obiegu informacji diagnostycznej o stanie technicznym mechanicznego zespołu napędowego za pomocą metody wibroakustycznej

Jak wcześniej wspomniano, idea pomiarów prędkości obrotowej za pomocą czujników elektromagnetycznych (CRL) jest bardzo zbliżona do pobierania i przetwarzania pierwotnego systemu diagnostycznego metodami FAM-C i FDM-A. Można tu wyróżnić istotne **podobieństwa** (rys. 1.3 i 1.4):

Po pierwsze, obie metody mają pętlę naturalnego synchronizmu. Dzięki temu wzrasta czułość i rozdzielczość metody, zmniejsza się możliwość wystąpienia aliasingu [29, 77, 302].

Po drugie, w obu metodach jest jeden element osobliwy [183-186], w którym zbierane są (na zasadzie sumatora logicznego) poszczególne spektra sygnałów pierwotnych (w postaci modulacji ruchu kątowego) poszczególnych par kinematycznych. Każda z par kinematycznych ma też swoją częstotliwość podnośną [3]. Umożliwia to identyfikacje i lokalizację uszkodzeń.

Istnieją także **różnice** (rys. 1.15 i 1.16) wynikające głównie z technologii wykonania układu element modulujący – czujnik:

Po pierwsze, elementy modulujące w obu metodach mają różne właściwości magnetyczne:

a) Zęby prądnicy mają znacznie większy przekrój poprzeczny niż łopatki sprężarki, przez co trudniej wchodzą w normalnych warunkach [212, 215] w stan nasycenia magnetycznego, zwłaszcza że we wszystkich biuletynach, metodykach i instrukcjach istnieją zapisy [80, 86, 87, 91, 92] o ograniczeniach poboru natężenia prądu z prądnicy-przetwornika podczas testu FAM-C lub FDM-A;

pokładowa sieć elektryczna ma skuteczne środki monitorowania i korygowania tego natężenia prądu.

b) Zęby prądnicy są wykonane z materiałów o wysokim natężeniu pola nasycania magnetycznego – prądnica ma liniowy charakter magnesowania, a więc nie pojawiają się zniekształcenia przemiany modulacji prędkości kątowej na modulacje częstotliwości prądnicy-przetwornika. W prądnicach nie tworzy się[2] podwójna częstotliwość, gdyż praktycznie nigdy wirnik nie przekracza poziomu nasycenia magnetycznego [100, 129]. Tak więc prądnica jako przetwornik ma liniowy charakter magnesowania i umożliwia dzięki temu odtworzenie nieznieksztalconego przebiegu oscylacji prędkości kątowej poszczególnych par kinematycznych.

Po drugie, w metodach FAM-C i FDM-A jest znacznie lepsze odzwierciedlenie fazowości pierwotnych sygnałów diagnostycznych na skutek lepszej sztywności wirnika modulatora – charakteryzuje się znacznie mniejszymi błędami podziałki niż palisada łopatek sprężarki; (podziałka międzyzębna jest stabilna podczas pracy prądnicy, zaś dla palisady łopatek ulega zmianom (rys. 1.5) [303].

Po trzecie, baza odniesienia położenia kątowego (miejsce montażu czujnika reluktancyjnego CRL) podlega znacznie większym przemieszczeniom niż zmiany położenia kątowego nabiegunników prądnicy-przetwornika w metodzie FAM-C i FDM-A (rys. 1.6). Zarówno korpus sprężarki, jak i sam czujnik podlegają intensywnym siłom zmieniającym położenie kątowe i promieniowe względem palisady łopatek. Korpus sprężarki zazwyczaj jest dzielony na obwodzie, w celu ułatwienia montażu, co zazwyczaj zmniejsza sztywność tej konstrukcji. Poza tym sprężane powietrze w kolejnych stopniach sprężarki rozgrzewa się do 400÷600°C, co powoduje dodatkowe odkształcenia korpusu sprężarki oraz zmianę położenia bazowego osi symetrii czujnika CRL [301, 303]. Tymczasem rdzenie magnetyczne prądnicy są składane z blach krzemowych wykonanych w takiej samej technologii jak wirnik prądnicy – pakiet jest wciskany prasą w jednolity, odlewany ze staliwa, cylindryczny korpus prądnicy. Sam korpus ze staliwa ma średnicę 100÷400 mm, zaś grubość odlewanych ścianek to 5÷15 mm, co nadaje mu znaczną sztywność.

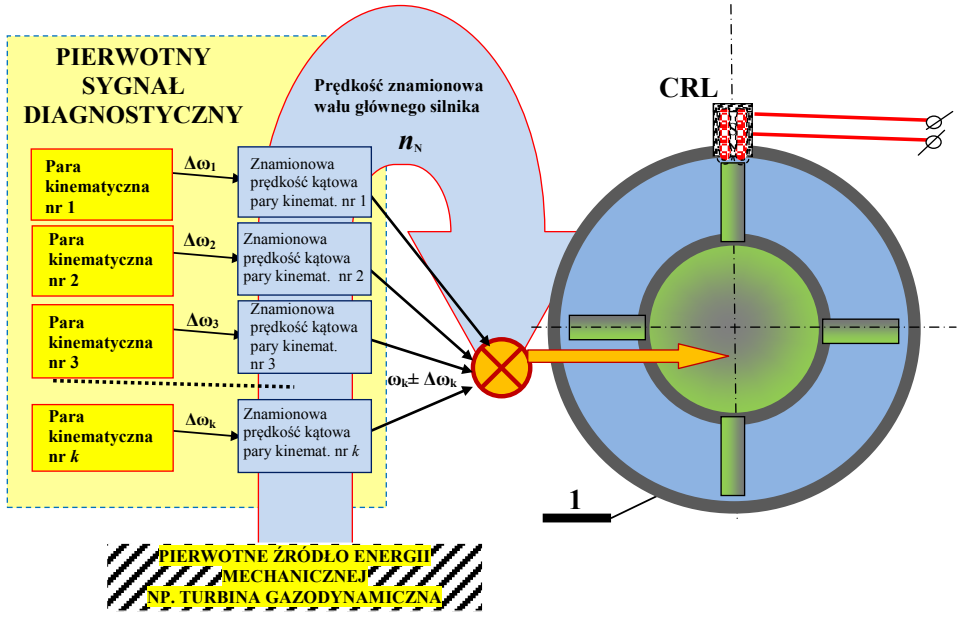
Po czwarte, w przypadku metody TTM z CRL istotne dla błędu fazy są magnetyzm szczątkowy modulatora oraz prądy wirowe – w przypadku prądnicy-przetwornika są one znacznie mniejsze, gdyż:

a) właściwości kierunkowe magnetyzmu szczątkowego wirnika prądnicy (anizotropia blach na skutek procesu obróbki stali, m.in. walcowania) są strukturalnie technologicznie osłabiane poprzez zastosowanie pakietu blach, z których

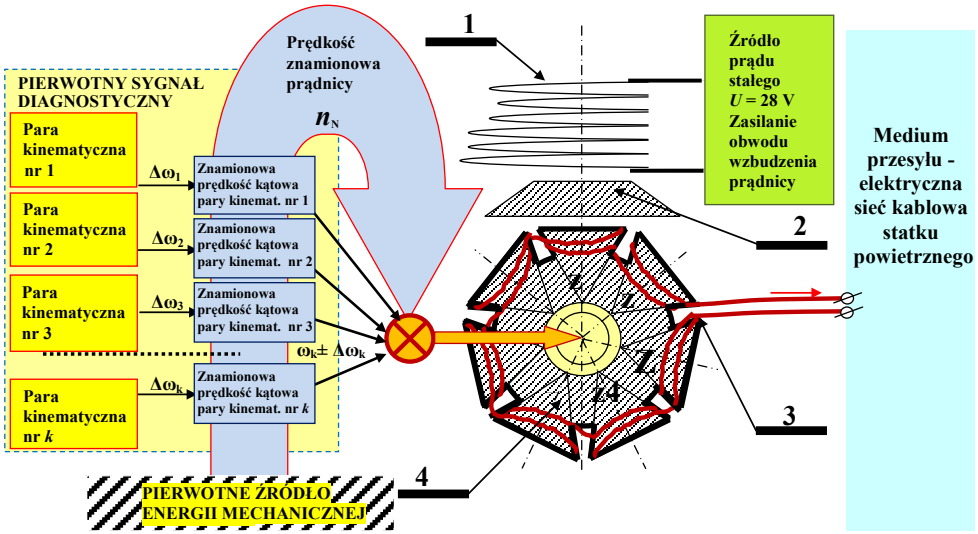
[2] Nie dotyczy stanów zwarć wewnętrznych lub zewnętrznych oraz obciążenia prądnicy powyżej prądu znamionowego.

każda kolejna jest obracana o jedną podziałkę żłobkową, czego nie ma w wieńcu łopatek,

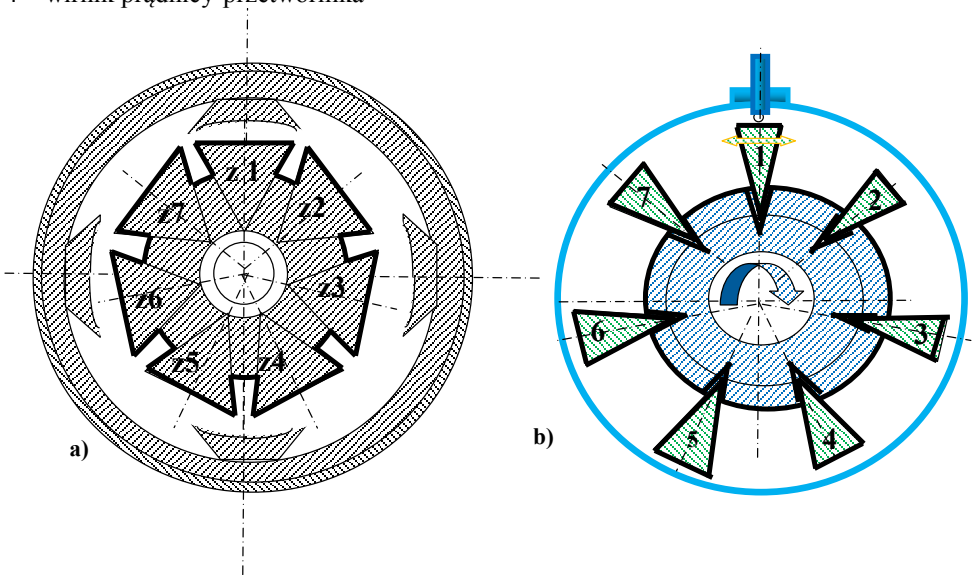
b) zmniejszenie oddziaływania prądów wirowych w obwodzie magnetycznym prądnicy-przetwornika realizowane jest poprzez [129, 189, 203, 240]:
   - odizolowanie poszczególnych blach pakietu od siebie (dawniej poprzez przekładanie bibułą izolacyjną, obecnie poprzez pokrywanie powierzchni poszczególnych blach warstwą fosforanów),
   - wtrącanie w strukturę blach stalowych ziaren krzemu (blachy krzemowe), co zwiększa rezystancję dla prądów wirowych.



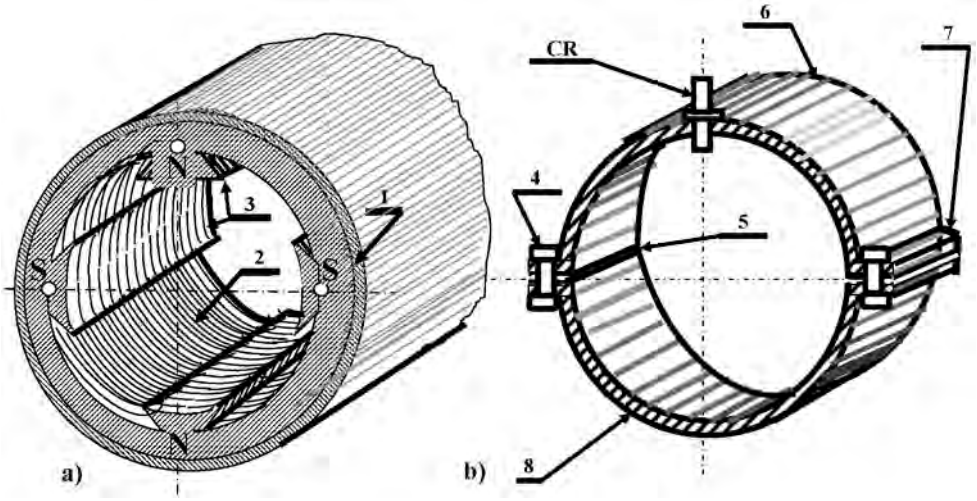
Rys. 1.3. Czujnik reluktancyjny (CRL) w zespole z palisadą łopatek sprężarki silnika turbinowego jako element osobliwy do monitorowania pierwotnych sygnałów diagnostycznych (poszczególnych par kinematycznych) mechanicznego zespołu napędowego: CRL – czujnik reluktancyjny – odbiornik sygnału położenia kątowego łopatki sprężarki; 1 – łopatka sprężarki



Rys. 1.4. Prądnica-przetwornik jako element osobliwy do monitorowania pierwotnych sygnałów diagnostycznych (poszczególnych par kinematycznych) mechanicznego zespołu napędowego. 1 – uzwojenie wzbudzenia stojana prądnicy-przetwornika, 2 – nabiegunnik stojana prądnicy-przetwornika, 3 – uzwojenie wirnika prądnicy-przetwornika, 4 – wirnik prądnicy-przetwornika



Rys. 1.5. Porównanie geometrii zębów wirnika prądnicy elektrycznej z palisadą łopatek sprężarki silnika turbinowego: a) blacha krzemowa pakietu rdzenia wirnika prądnicy, b) palisada łopatek sprężarki silnika turbinowego



Rys. 1.6. Porównanie geometrii nabiegunników stojana prądnicy elektrycznej z korpusem sprężarki silnika turbinowego: a) blacha krzemowa pakietu rdzenia wirnika prądnicy: 1 – cylindryczny korpus odlewany ze staliwa, 2 – pakiet blach krzemowych, 3 – nabiegunniki stojana, b) korpus dyfuzora wlotowego sprężarki silnika turbinowego: CRL – czujnik reluktancyjny (zamontowany w korpusie silnika), 4 – śruba „pasowana" zamontowana w wykalibrowanym otworach kryz obu połówek korpusu silnika, płaszczyzna podziału korpusu silnika, 5 – płaszczyzna podziału korpusu, 6 – górna połówka korpusu silnika, 7 – kryza korpusu silnika (górnej połówki korpusu), 8 – dolna połówka korpusu silnika.

W dotychczasowych podrozdziałach prezentowano cechy nowatorskich metod FAM-C i FDM-A na tle „starych" metod diagnostycznych. Czytając te rozważania, Czytelnik mógłby mieć wrażenie, że autor uważa swoje nowatorskie metody za idealne. Metody te oczywiście, jak każda inna, mają też ograniczenia stosowania. Trudno stwierdzić na samym początku rozwoju nowatorskiej metody, czy zaobserwowano wszystkie ograniczenia i zagrożenia w ich stosowaniu.

Wady i ograniczenia zastosowania metod FAM-C i FDM-A

Istnieją także zjawiska, które w pewnych warunkach mogą zakłócić pomiar, a wynikają z innego niż diagnostyczne przeznaczenia prądnic-przetworników:

a) Efekt magnetostrykcji [16, 34, 72, 241, 258, 300, 303] – zmiany szczeliny powietrznej pomiędzy stojanem a wirnikiem oraz zmiany grubości zęba wirnika i/lub szerokości nabiegunnika stojana na skutek odkształceń spowodowanych oddziaływaniem silnych zmiennych pól magnetycznych w stojanie i wirniku – efekt ten jest praktycznie eliminowany w sensie błędów metod FAM-C i FDM-A poprzez wspomniane minimalizowanie natężenia prądu pobieranego

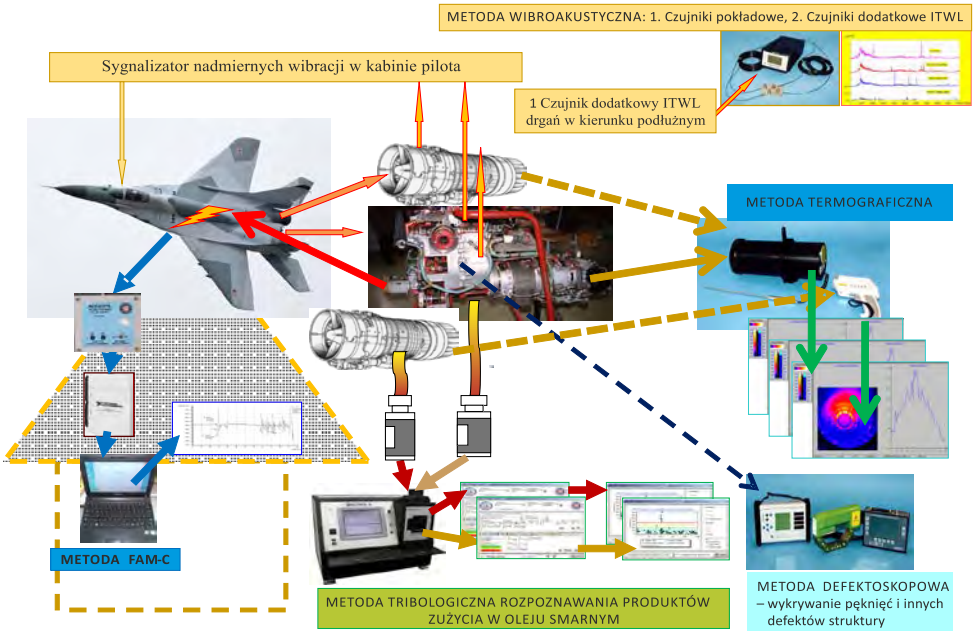
z prądnicy-przetwornika oraz poprzez zakaz załączania i wyłączania jakichkolwiek odbiorników elektrycznych podczas testów FAM-C lub FDM-A.

b) Efekt poprzecznego pola magnetycznego maszyny elektrycznej [49], występujący podczas znacznego obciążenia prądowego prądnicy, powodując przesunięcie kątowe linii magnetycznie obojętnej, czyli w metodach FAM-C i FDM-A błąd pomiarowy – eliminowany analogicznie jak w punkcie a.
c) Efekt zmiany układu linii sił pola na skutek nierównomierności struktury wewnętrznej szeroko pojętych naprężeń mechanicznych, w tym niejednorodności struktury wewnętrznej (nawiercenia technologiczne w blachach krzemowych stojana lub wirnika prądnicy, nierównomierność siły ściskania lub rozciągania tych blach itp.) – tj. efekt odwrotny [188, 212] do magnetostrykcji. W metodzie FAM-C uważany jest za znikomo istotny, uznawany jako swoiste „linie papilarne" danego egzemplarza prądnicy.
d) Efekt kołysania wirnika na skutek sił elektromagnetycznych występujących podczas zmiany obciążenia prądowego [189, 199, 230, 315] – efekt ten jest praktycznie eliminowany w sensie błędów metody FAM-C i FDM-A poprzez zakaz załączania i wyłączania jakichkolwiek odbiorników elektrycznych podczas testów FAM-C lub FDM-A.
e) Efekt zniekształcania przebiegu napięcia prądnicy-przetwornika podczas i po jej obciążeniu elektrycznym porównywalnym z mocą znamionową – eliminowany analogicznie jak w punkcie a.

Podsumowanie wstępne właściwości metod FAM-C i FDM-A w porównaniu do innych metod diagnostycznych

Różnice poszczególnych metod diagnostycznych i ich cechy wspólne można przedstawić na przykładzie makiety statku powietrznego (rys. 1.7). Ogólnie biorąc, wszystkie wcześniejsze metody wymagały bądź lokalnego kontaktu mechanicznego z badaną parą kinematyczną lub z jej obudową, bądź dostępu „optycznego" do diagnozowanego elementu zespołu napędowego. Tak więc musi być zamontowany dodatkowy (nie wchodzący w skład „etatowej" struktury badanego zespołu napędowego) czujnik, w pobliżu badanej pary kinematycznej lub w bezpośrednim kontakcie wzrokowym z badanym elementem. W większości tych metod montaż czujników na diagnozowanym obiekcie wiąże się zazwyczaj z naruszaniem jego struktury mechanicznej. Jednocześnie wiązki elektryczne czujników dodatkowo komplikują strukturę osprzętu elektrycznego diagnozowanego obiektu [274, 303]. W przypadku opcji odległościowego odbioru sygnałów wymagana jest bezpośrednia (optyczna) widoczność badanego elementu przez odbiornik sygnałów diagnostycznych, co jest często warunkiem niemożliwym do spełnienia. Niektóre z tych metod wymagają z kolei zatrzymania zespołu napędowego.

Tymczasem metody FAM-C i FDM-A nie wymagają ani dodatkowego czujnika, ani dodatkowych wiązek elektrycznych w strukturze statku powietrznego, ani obserwowalności badanego elementu przez czujnik, zaś zbieranie informacji diagnostycznych odbywa się w naturalnych warunkach pracy urządzenia [81, 83, 84, 99, 124, 125, 129, 168, 303]. Jest to przy tym metoda ergonomiczna – diagnosta podłącza aparaturę pod dowolne złącze dysponujące danym zestawem napięć i prowadzi pomiar z daleka od miejsc niebezpiecznych – niepotrzebny jest jakikolwiek mechaniczny dostęp do badanych węzłów zespołu napędowego. Wykorzystywane są prądnice pokładowe oraz sieć elektroenergetyczna statku powietrznego. Zostały one zaprojektowane przez konstruktora do generowania i doprowadzania do odbiorników energii elektrycznej. W metodach tych wykorzystuje się produkt „uboczny" przepływu tej energii w postaci modulacji częstotliwości odzwierciedlającej dynamikę ruchu zespołu napędowego. Ponieważ dynamika zmian modulacji częstotliwości jest taka sama we wszystkich punktach danego obwodu elektrycznego, pomiar FAM-C może się odbywać w dowolnym, bezpiecznym i dogodnym ergonomicznie dla diagnosty punkcie sieci. Zazwyczaj wybierane są miejsca oddalone od rejonów niebezpiecznych, takich jak np. strefa gorąca silnika (rys. 1.7) [80, 81, 83, 84, 125].



Rys. 1.7. Metoda FAM-C na tle innych metod diagnostycznych podczas monitorowania stanu technicznego zespołu napędowego samolotu MiG-29 – rysunek poglądowy

1.3. Opis struktury monografii

W kolejnych rozdziałach monografii przedstawiono szczegółowo ideę metod FAM-C i FDM-A i ich wdrożenie.

Rozdział 2 przedstawia obecny stan badań nad zagadnieniem oraz hipotezy badawcze autora. Opisano w nim również metody FAM-C i FDM-A, ich genezę, rozwój i sposób realizacji. Zdefiniowano podstawowe relacje, jakie zachodzą w diagnozowanym zespole napędowym, w prądnicy oraz w układzie detekcji oraz wzajemnie pomiędzy nimi. Podjęto tu także próbę sformułowania hipotez poprzez opis cech diagnostycznych prądnic-przetworników i ich zastosowania w metodach FAM-C i FDM-A.

Porównano cykl przetwarzania pierwotnego sygnału diagnostycznego (zmodulowania prędkości kątowej podzespołów mechanicznych) w sygnał napięciowy zmodulowany częstotliwościowo przez prądnicę-przetwornik, do przesyłu teletransmisyjnego. Dzięki temu możliwe było przyjęcie wielu relacji z radiotechniki i telekomunikacji. W tym rozdziale podjęto próbę sformułowania wielowektorowego modelu uwzględniającego relacje i współdziałanie pomiędzy parami danego zespołu napędowego, przetwarzanie tych relacji przez prądnicę-przetwornik, pomiar FAM-C i FDM-A oraz analizę diagnostyczną. Przedstawiono także plan uzasadnienia prawdziwości spostrzeżeń z uwzględnieniem eksperymentów czynnych i biernych oraz analiz teoretycznych.

Rozdział 3 przedstawia związki pomiędzy poszczególnymi wadami par kinematycznych mechanicznych zespołów napędowych a ich zobrazowaniami w metodach FAM-C i FDM-A.

Strukturalnie tematykę tę podzielono na podrozdziały omawiające osobno odzwierciedlenie zjawisk periodycznych i stochastycznych. Zjawiska periodyczne zostały podzielone względem szerokości względnej pierwotnego sygnału diagnostycznego generowanego przez daną parę kinematyczną lub podzespół mechanicznego zespołu napędowego na wąskopasmowe i szerokopasmowe. Podział ten autor przyjął z teorii teletransmisji [3] i radioelektroniki do odzwierciedlenia zjawisk mechanicznych (np. w literaturze z zakresu dynamiki łożysk tocznych dosyć często mówi się o szerokopasmowym modelu dynamiki drgań łożysk tocznych [73]). W niniejszym rozdziale zostały skatalogowane i usystematyzowane powiązania pomiędzy różnymi wadami podzespołów zespołu napędowego a parametrami modulacji fazy i częstotliwości otrzymanymi z napięcia prądnicy-przetwornika metodami FAM-C i FDM-A.

W **rozdziale 4** autor omawia właściwości metrologiczne metod FAM-C i FDM-A oraz strukturalnych błędów tych metod w procesie dozorowania mechanicznych zespołów napędowych. Główną uwagę skupia na układzie pomiarowym oraz na błędach związanych z tym układem. Szczególnie dokładnie przeana-

lizował zagadnienia przekształcania sygnału analogowego napięcia prądnicy-przetwornika w sygnał cyfrowy.

W **rozdziale 5** zawarto przegląd aplikacji metod FAM-C i FDM-A na obiektach rzeczywistych pracujących w systemie eksploatacji: naziemnych układów zasilania, samolotów, śmigłowców, maszynowni promów pływających, przetwornic maszynowych.

Rozdział 6 opisuje zjawiska tribologiczne zaobserwowane podczas długotrwałego monitorowania węzłów łożyskowych lotniczych silników turbinowych jednowałowych.

W **rozdziale 7** podsumowano rozważania. Podkreślono korzystne, wynikające z natury zjawisk fizycznych, cechy sygnału pozyskiwanego z pokładowej prądnicy-przetwornika sprzężonej z badanym zespołem napędowym. Jednym z nich jest wzajemny synchronizm sygnałów od wszystkich węzłów mechanicznych. Istnieje wzajemny synchronizm zmian prędkości kątowej poszczególnych par kinematycznych z ich odzwierciedleniem w zmianach częstotliwości chwilowej uzyskanych z prądnicy-przetwornika. Dzięki temu w praktyce została pokonana bariera rozpoznawalności sygnału ustanowiona przez warunek Kotielnikowa-Shannona. Jednocześnie wskazano na dużą odporność na zakłócenia, głównie dzięki przesunięciu pasma częstotliwości pierwotnego sygnału diagnostycznego w pasmo częstotliwości pokładowej sieci elektrycznej. Ukazano możliwość sterowania rozdzielczością obserwacji diagnostycznej poprzez zmianę konfiguracji fazowej pobierania sygnału oraz synchronizacji pomiaru z kilku prądnic (zamontowanych na tym samym zespole napędowym). Wskazano na przyszłościowe kierunki rozwoju metod diagnostycznych FAM-C i FDM-A, jak np. wykorzystanie kwadraturowej metody pozyskiwania i analizy sygnału.

2

STAN BADAŃ, GENEZA PRZEDSTAWIONYCH METOD I HIPOTEZY

2.1. Geneza metod dyskretno-częstotliwościowych FAM-C i FDM-A

Metody wywodzą się z praktyki eksploatacyjnej, z uwzględnieniem pewnych analiz teoretycznych zaczerpniętych z literatury. Bazują na analizie parametrów jakości energii elektrycznej. Umożliwiają określenie stanu technicznego poszczególnych elementów konstrukcyjnych układu napędowego. W sposobie dyskretnego zliczania przyrostów czasu przypomina ideę TTM opracowaną przez Campbella [37] w 1924 roku (wówczas jeszcze w postaci pomiaru analogowego) do diagnozowania stanu technicznego łopatek turbin parowych. Idea ta doczekała się licznych wdrożeń (od lat osiemdziesiątych XX wieku już w postaci dyskretnego określania kolejnych przyrostów czasu) do różnych zespołów mechanicznych [8, 38, 50, 51, 58, 144÷147, 153, 173, 233, 248, 249, 253, 255, 272÷282, 298, 301].

2.1.1 Przesłanki teoretyczne

Pierwszą przesłanką teoretyczną zauważoną przez autora był wpis w normie [213] twierdzący, że „...modulacja częstotliwości jest zależna od uszkodzeń w układzie napędu prądnicy lotniczej…”. Autor znalazł w literaturze dotyczącej badań wibroakustycznych stwierdzenie, że pierwotny sygnał mechaniczny danej

pary kinematycznej (związany z jej wadą lub uszkodzeniem) generuje zakresy częstotliwości prędkości kątowej: częstotliwość nośną zależną od miejsca pary kinematycznej w strukturze zespołu napędowego i pewien zakres modulacji amplitudowo-częstotliwościowej zależny od typu wady. Ciekawe i inspirujące było stwierdzenie w [203], przedstawiające przetwornik elektromechaniczny jako „szóstnik" z parametrami: napięcie *U,* częstotliwość *f,* z dwoma wyprowadzeniami mechanicznymi określonymi przez moment *M* i prędkość wirowania *n*, oraz ciepło jednostkowe *q i* temperatura *τ.* Ponadto zwrócono uwagę [203] na współzależność tych wszystkich parametrów. Konsekwencją jest więc konieczność monitorowania niektórych dostępnych parametrów tego „szóstnika" w celu monitorowania pozostałych parametrów. Zdaniem autora niniejszej monografii, logiczną konsekwencją jest m.in. śledzenie zmian momentów mechanicznych (*M*) zarówno skrętnych, jak i zginających poprzez śledzenie dynamiki zmian częstotliwości przy różnych prędkościach obrotowych.

W literaturze z zakresu wibroakustyki [39, 40] z kolei wykazano, że zmodulowania amplitudowe ulegają tłumieniu podczas przejścia przez kolejne (inne) pary kinematyczne, zaś zmodulowania częstotliwości nie ulegają zmianie. Natomiast w literaturze dotyczącej maszyn elektrycznych [310, 311] przedstawiono wpływ przekoszenia i mimośrodowości połączenia prądniczki tachometrycznej na zmodulowania prędkości obrotowej, traktując je zresztą jako sygnał zakłócający. W związku z powyższym nasunęła się myśl, że prawdziwe powinno być również stwierdzenie odwrotne (przy założeniu liniowości charakterystyki prądnicy-przetwornika), tzn. że jeżeli opracujemy odpowiednie metody badania modulacji częstotliwości napięcia generowanego przez prądnicę pokładową, to będzie możliwe dokonanie oceny diagnostycznej wielkości uszkodzeń (np. luzów obwodowych, wartości kąta przekoszenia połączenia wielowypustowego itp.) w mechanizmie napędu, a także możliwa będzie identyfikacja pary kinematycznej oraz typu wady oraz jej wielkości.

Z literatury z zakresu tribologii oraz dynamiki ruchu maszyn mechanicznych wiadomo, jak istotna dla postaci przebiegu zmian modulacji częstotliwości prędkości obrotowej jest wartość prędkości znamionowej rozpatrywanej pary kinematycznej [119, 139, 180, 219]. Wiąże się to głównie ze zjawiskami wprost proporcjonalnego do wartości prędkości znamionowej wzrostu: sił hydromechanicznych (od środka smarnego) oraz sił odśrodkowych. Stąd też autor postanowił wprowadzić dla poszczególnych pomiarów kilka poziomów tej prędkości – praktycznie każdy parametr wyliczony podczas pomiarów FAM-C i FDM-A powinien być przedstawiony w zależności od prędkości obrotowej.

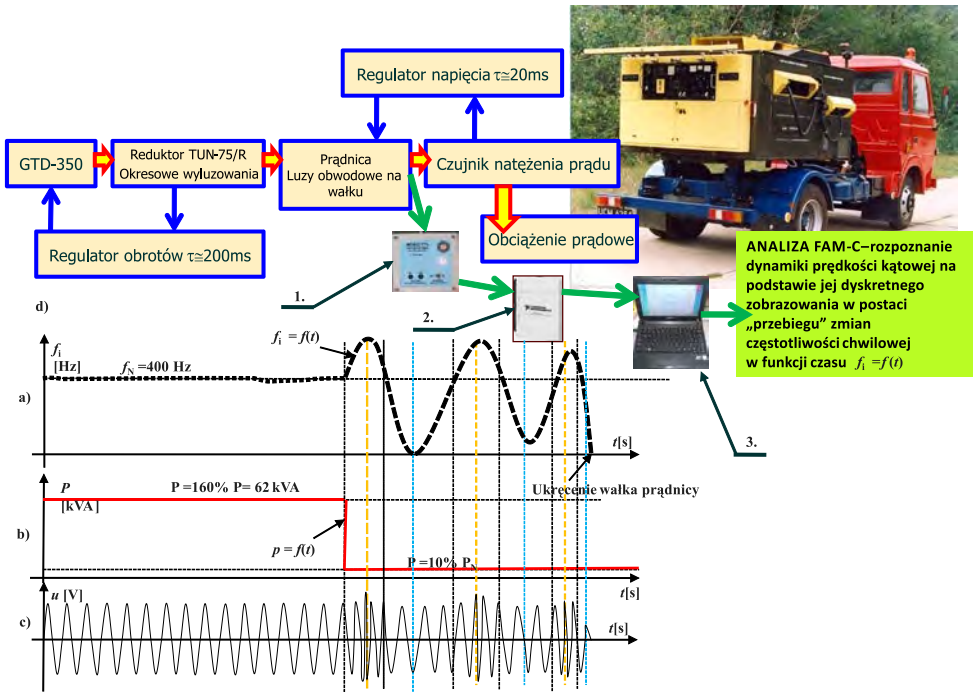
Pozostawała jeszcze sprawa realizacji pomiaru. Z literatury z zakresu elektrotechniki [304÷306] wiadomo było, że najmniejszy stopień zakłóceń sygnału napięcia przemiennego istnieje przy przejściu przez poziom zerowy. Dlatego też

autor postanowił ideę pomiaru oprzeć na zliczaniu przyrostów czasu w miejscach przejścia przebiegu napięcia przez ten poziom. W literaturze z zakresu radiolokacji z kolei podawane były sposoby pomiaru wysokości (radiowysokościomierz impulsowy) czy odległości (stacja radiolokacyjna o pracy impulsowej) oraz układy dalszej nawigacji hiperbolicznej (LORAN, DECAN), gdzie mierzono przyrost czasu od wysłania sygnału sondującego do powrotnego odbicia (od obiektu) poprzez zliczanie liczby impulsów generatora wzorcowego [164, 174, 246]. Autor stwierdził, że w podobny sposób mógłby śledzić dynamikę ruchu mechanicznego zespołu napędowego, wykorzystując pomiar kolejnych przejść przez poziom zerowy napięcia wyjściowego prądnicy. Analogicznie przebiegał sposób zliczania impulsów indukowanych w czujniku reluktancyjnym CRL (lub innym) w TTM (od lat 70., kiedy zaczęto stosować wersję cyfrową) pomiędzy kolejnymi przemieszczeniami się pod nim łopatki sprężarki lub turbiny [8, 38, 51, 58, 71, 145÷147, 150, 151, 153, 173, 233, 248, 249, 253, 272÷279, 281, 282, 298, 301]. Bardzo istotne dla autora niniejszej monografii jest potwierdzenie w literaturze [274], że im więcej jest czujników reluktancyjnych, tym większa czułość i rozdzielczość pomiaru. Jest to pośredni dowód na to, że konstrukcja prądnicy jest dobrym przetwornikiem w TTM. Ideę TTM wykorzystuje się także w momentomierzach z przetwornikiem reluktancyjnym [68, 201, 202, 204, 206, 256, 295÷297]. Swoją budową przypomina on prądnicę induktorową, jednakże pomiędzy wirnikiem a stojanem tego urządzenia jest wałek sprężysty o odpowiedniej charakterystyce kąta skręcenia w funkcji momentu obrotowego. Tego typu urządzenie było jednym z elementów inspirujących autora do opracowania metod FAM-C [88] i FDM-A [25].

2.1.2. Przesłanki z praktyki eksploatacyjnej autora

Pierwsze pomiary zmian modulacji częstotliwości metodą FAM-C były przeprowadzone w 1991 r. na zespole napędowym LUZES-V z silnikiem GTD-350 [116, 194]. Na początku do pomiaru zastosowano rejestrator pętlicowy[1] K-20. Z uwagi na wartość częstotliwości obserwowanego przebiegu (f_N = 400 Hz) zadano najwyższą prędkość przesuwu kliszy fotograficznej n = 5 m/s.

[1] Rejestrator pętlicowy – galwanometr lusterkowy (zwój elektryczny połączony z miniaturowym lustrem podłączony, wraz z szeregowo dołączonym rezystorem, do napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika, poruszający się w polu magnetycznym magnesu trwałego).



Rys. 2.1. Badanie urządzenia LUZES-V z silnikiem turbinowym GTD-350 po skokowym zmniejszeniu obciążenia prądowego: a) przebieg częstotliwości chwilowej w funkcji czasu, b) przebieg zmian obciążenia prądowego. P – moc obciążenia prądnicy trójfazowej GT-40PCz6 urządzenia LUZES-V, P_N – wartość mocy znamionowej prądnicy, f_N – częstotliwość znamionowa prądnicy, c) przebieg (jednofazowy) napięcia wyjściowego z prądnicy, d) schemat blokowy badanego zespołu napędowego i podzespoły układu pomiarowego jednofazowego FAM-C

Tak więc odległość geometryczna pomiędzy kolejnymi przejściami przez zero wynosiła dla częstotliwości znamionowej ΔL = 6,25 mm. Odległości te były mierzone przy pomocy suwmiarki o rozdzielczości 0,1 mm. Błąd względny pomiaru półokresu wynosił δ = 1,6%. Na krótkich odcinkach taśmy zmodulowania częstotliwości były, praktycznie biorąc, niezauważalne. Dopiero zestawienie przyrostów czasu z wielu kolejnych przejść przez zero i naniesienie na wykres umożliwiało obserwację zmian częstotliwości chwilowej. Obserwacje te były niezbędne, z uwagi na wielokrotne ukręcanie się wałków prądnic podczas skokowego zmniejszania obciążenia prądowego z prądnicy tego zespołu napędowego (rys. 2.1). Na bazie tej teorii i praktyki diagnostycznej opartej na rejestracji przebiegów częstotliwości chwilowej na oscylografie pętlicowym, autor opracował koncepcję, a następnie z grupą współpracowników zbudował pierwszy układ do

pomiaru chwilowej częstotliwości napięcia wyjściowego prądnic prądu przemiennego. Układ pomiarowy FAM-C składał się bloków [99, 129]:

a) układu obcinania sygnału napięcia prądu przemiennego (na poziomie U = ±0,1 (V),
b) komparatora przejść przez poziom zero (uruchamiany kolejno dodatnim, a następnie ujemnym zboczem sygnału otrzymanego z układu obcinania sygnału),
c) komputera pomiarowego z kartą licznikową (timer) z PCL-830, z generatorem wewnętrznym karty licznikowej f_z = 1,6 MHz.

Korzystając z tego układu, autor obserwował zmiany prędkości obrotowej kolejnej prądnicy prądu przemiennego GT40-PCz6 zamontowanej na urządzeniu naziemnego zasilania elektroenergetycznego LUZES-V, co opisano w [129]. Obserwując zmiany częstotliwości w czasie, potwierdzono związek zjawiska urywania się wałka prądnicy GT-40PCz6, ze szczególnymi zmianami prędkości obrotowej silnika, objawiającymi się zmodulowaniem tej częstotliwości. Otrzymane wyniki (przebiegi częstotliwości chwilowej odzwierciedlające dynamikę chwilowej prędkości obrotowej silnika) doprowadziły specjalistów z dziedziny silników turbinowych do wniosku, że układ regulacji zastosowany w badanym tam turbinowym silniku odrzutowym jest zbyt wolny. Wpłynęło to na decyzję o zastąpieniu tego silnika silnikiem wysokoprężnym – stworzono wersję LUZES-VD [194].

Pierwsze zastosowanie metody FAM-C na pokładzie statku powietrznego nastąpiło na samolocie MiG-29 [80, 81, 87, 125].

2.2. Opis metod FAM-C i FDM-A

2.2.1. Sposób pozyskiwania i obróbki sygnału z wykorzystaniem prądnic-przetworników AC

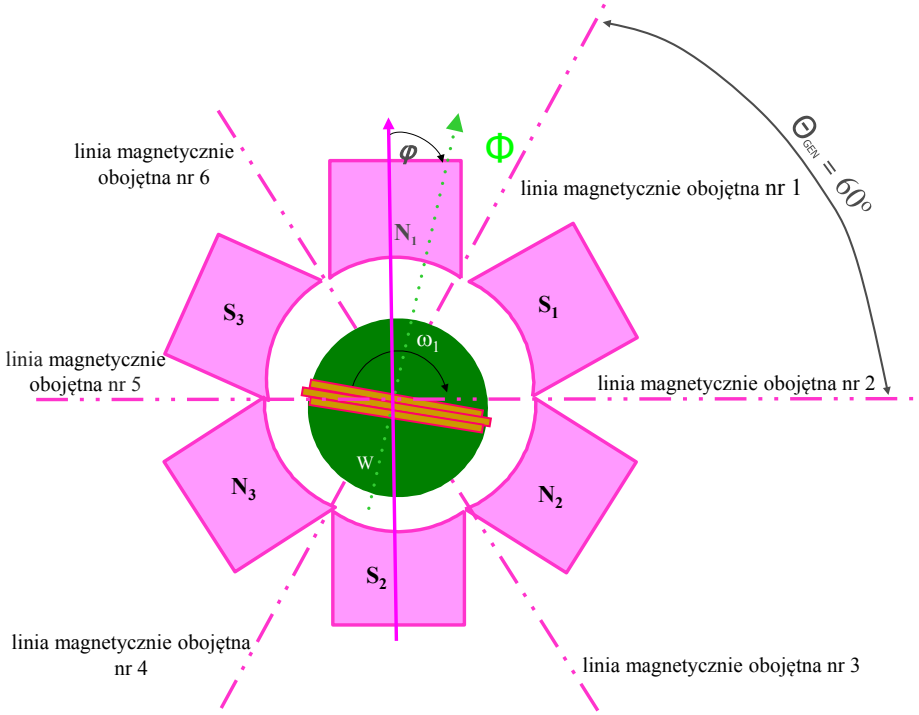
Metoda FAM-C bazuje na wykorzystaniu sygnału wyjściowego z prądnicy prądu przemiennego. Na pokładach statków powietrznych, a także okrętów i w naziemnych pojazdach mechanicznych występują dwa rodzaje prądnic prądu przemiennego:

– prądnice tachometryczne, przeważnie trójfazowe,
– prądnice mocy.

Prądnice tachometryczne prądu przemiennego służą głównie jako nadajnik napięć trójfazowych, napędzających synchroniczny silnik wskaźnika w kabinie. Mają również zastosowanie w układach automatycznego sterowania. Prądnice

mocy prądu przemiennego statków powietrznych z kolei służyły (do momentu powstania metod FAM-C i FDM-A) tylko i wyłącznie do dostarczenia energii elektrycznej do odbiorników. Ich parametry są śledzone przez liczne układy pomiarowe oraz przez układy automatyki w celu korygowania jakości energii elektrycznej, a w skrajnych odchyleniach w celu automatycznego odłączenia prądnicy (gdy z jakichkolwiek powodów nie spełnia formalnych, wymaganych parametrów elektrycznych: napięcia lub częstotliwości). Jednakże żadna ze znanych autorowi lotniczych prądnic energetycznych prądu przemiennego nie służy jako źródło informacji diagnostycznej do diagnozowania zespołu napędowego. Autor proponuje wykorzystanie synchronicznych prądnic prądu przemiennego lub stałego do diagnozowania technicznego układu napędowego. Wprawdzie metoda pomiaru częstotliwości napięcia wyjściowego prądniczek tachometrycznych była stosowana (w bardzo ograniczonym zakresie) od wielu dziesiątków lat, lecz mierzono częstotliwość w uśrednionych długich (co najmniej kilkanaście okresów sygnału) przedziałach czasowych [304, 305, 307]. Czas trwania zliczania i uśredniania był wielokrotnie dłuższy niż okres oscylacji napięcia wyjściowego źródła napięcia przemiennego. W dostępnej literaturze brak jest wzmianek o możliwości wykorzystania pomiarów częstotliwości do diagnozowania poszczególnych mechanicznych par kinematycznych zespołu napędowego. Nieliczni autorzy, opisując te związki [309÷311], traktowali je jako pasożytnicze.

W metodzie zaproponowanej przez autora mierzona jest częstotliwość uśredniona w krótkich przedziałach czasu – pojedyncze okresy, a nawet półokresy przebiegu t_i (odwrotnością tych przedziałów czasu są częstotliwości chwilowe f_i) – taki sposób pomiaru jest nazywany metodą pośrednią pomiaru częstotliwości, stosowaną w częstotliwościomierzach cyfrowych [265]. Sposób ten stosowany jest od lat 80. w technice TTM [303]. Model tego typu prądnicy przedstawiono na rys. 2.2.



Rys. 2.2. Prądnica prądu przemiennego z trzema parami biegunów: N_1, N_2, N_3, S_1, S_2, S_3 – bieguny magnetyczne stojana prądnicy; linia zerowa (nr 1, 2, 3, 4) – strefa (linia) magnetycznie obojętna pola magnetycznego stojana prądnicy

W uzwojeniach wirnika prądnicy prądu przemiennego indukuje się siła elektromotoryczna (SEM) o wartości skutecznej określonej wzorem:

$$E = k \cdot B \cdot \Omega_w$$

gdzie:

k [m^2/obr] – stały współczynnik konstrukcyjny, B [T] – indukcja magnetyczna w szczelinie między wirnikiem a biegunem (N, S) o stałej wartości, Ω_w [obr/s] – prędkość obrotowa wirnika.

Wartość chwilową SEM można określić wzorem:

$$e = k \cdot B \cdot \sin(\omega_2 \cdot t \cdot p)$$

gdzie:

p – liczba par biegunów; ω_2 – wartość chwilowa prędkości kątowej wirnika prądnicy prądu przemiennego [obr/s].

Indukowana w uzwojeniach SEM osiąga chwilową wartość równą zeru w położeniu kątowym:

$$\vartheta_2(t) = \omega_2 \cdot t$$

odpowiadającym osiągnięciu przez zezwój wirnika osi magnetycznie obojętnej (rys. 2.2 – linia zerowa 1, 2, 3, 4). Zmiany wartości chwilowej prędkości obrotowej wirnika prądnicy prądu przemiennego powodują, że SEM indukowana w tworniku zostaje zmodulowana częstotliwościowo. Przyrosty czasu nie są zwykle równomierne – zależą od charakterystyki zmian prędkości kątowej wirnika prądnicy. Przebieg „idealnego" napięcia wyjściowego prądnicy bez takich zmian przedstawiono na rys. 2.3.

Wady mechaniczne w zespole napędowym wywołują zmiany modulacji prędkości obrotowej $\vartheta_2(t)$, rys. 2.4.a, a te z kolei powodują zmodulowania częstotliwości (i amplitudy) SEM, przedstawione na rys.2.4.b. Zliczając przyrosty przedziałów czasów pomiędzy kolejnymi przejściami przez poziom zero, można otrzymać zbiór kolejnych wartości przyrostów czasu $\{\Delta t_{1\text{-}2}, \Delta t_{2\text{-}3}, \Delta t_{3\text{-}4}, \Delta t_{4\text{-}5}, \ldots\}$, pokazany na rys. 2.5.b. Poprzez zestawienie odwrotności podwojonych wartości przyrostów czasu można otrzymać zbiór:

$$f_i(t) = \left\{ \frac{1}{2\Delta t_{c1}};\ f_2 = \frac{1}{2\Delta t_{c2}};\ f_3 = \frac{1}{2\Delta t_{c3}};\ \ldots\ldots;\ f_n = \frac{1}{2\Delta t_{cn}} \right\} \tag{2.4}$$

z których można otrzymać przebieg częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$, rys. 2.6.b. Przebieg ten odzwierciedla zmodulowania prędkości obrotowej (przebieg zmian chwilowej prędkości obrotowej) wałka prądnicy-przetwornika (rys. 2.4.a). Ponieważ zmodulowania prędkości obrotowej odzwierciedlają zmodulowania par kinematycznych całego mechanicznego zespołu napędowego, więc przebieg zmian chwilowej prędkości obrotowej odzwierciedla je w swym przebiegu. Obserwując przebieg częstotliwości chwilowej, można zauważyć, że oscyluje on przeważnie wokół częstotliwości znamionowej prądnicy-przetwornika. Można ją w przybliżeniu określić jako średnią arytmetyczną częstotliwości chwilowej:

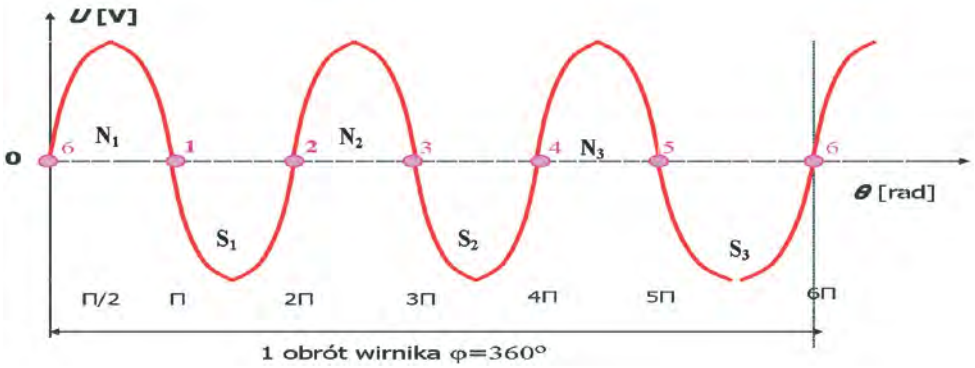
$$f_{śr} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^{n} f_i \tag{2.5}$$

Wyznaczając przyrost czasu trwania odchylenia przebiegu częstotliwości chwilowej od wartości średniej, można otrzymać zbiór przyrostów czasu trwania odchyleń $\{t_{od1}, t_{od2}, t_{od3}, \ldots\}$(rys. 2.8.a). Odwrotność podwojonej wartości przyro-

stów czasu trwania tych odchyleń ma wymiar częstotliwości i można je oznaczyć jako f_p (częstotliwość procesu mechanicznego). Dla *j*-tego odchylenia w ślad za [191] można zapisać:

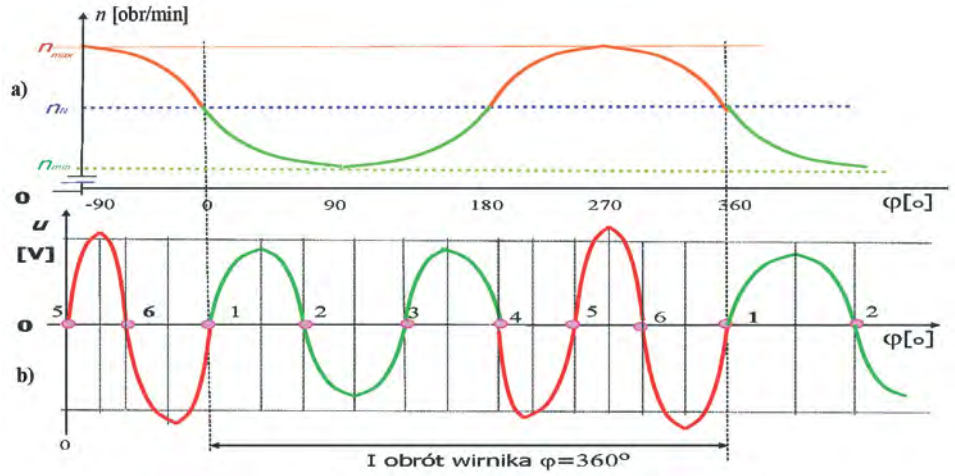
$$f_{pj} = \frac{1}{2 \cdot \Delta t_{odj}} \tag{2.6}$$

Przyporządkowując każdemu takiemu odchyleniu oprócz f_{pj} także wartość amplitudy ΔFj od wartości f_N (reprezentowanej przez $f_{śr}$), można otrzymać zbiór kolejnych punktów (f_{pj}, ΔF_j), które autor nazwał punktami charakterystycznymi (rys. 2.8.b). Punkty te grupują się w zbiory, zwane zbiorami charakterystycznymi [82], ze względu na to, że każdy taki zbiór odzwierciedla wadę innego węzła mechanicznego. Jak zostanie wykazane w dalszej części monografii, zbiory mają różne kształty i położenie na płaszczyźnie (f_p, ΔF). Można więc stosować do ich analizy zasady teorii analizy obrazów [221][2]. Każdy taki zbiór ma określoną wysokość – wstępnie można uznać, że wyznacza ona energetyczne aspekty danej wady podzespołu mechanicznego.

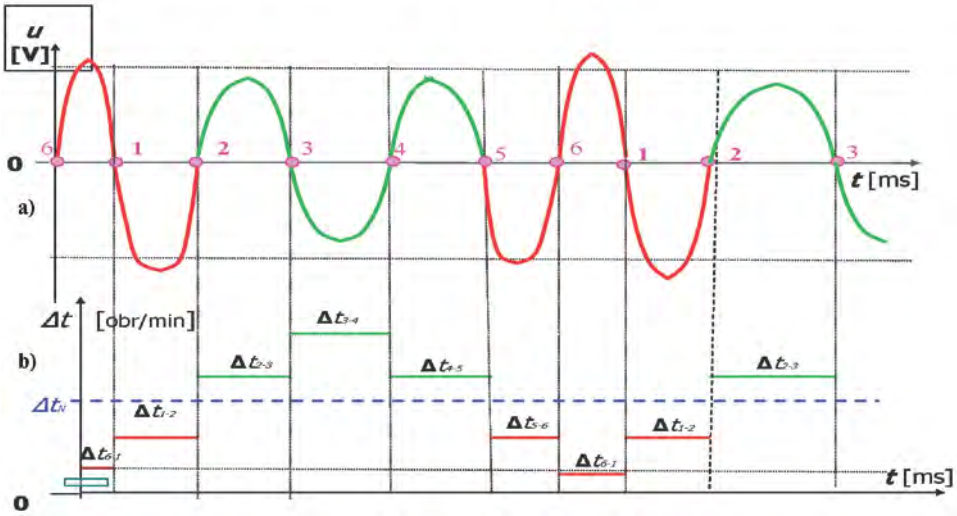


Rys. 2.3. Przebieg napięcia wyjściowego prądnicy prądu przemiennego z trzema parami biegunów przy stałej prędkości kątowej bez zmodulowań: N_1, N_2, N_3, S_1, S_2, S_3 – bieguny magnetyczne stojana prądnicy; linia zerowa (nr 1, 2, 3, 4, 5, 6) – strefa (linia) magnetycznie obojętna pola magnetycznego stojana prądnicy

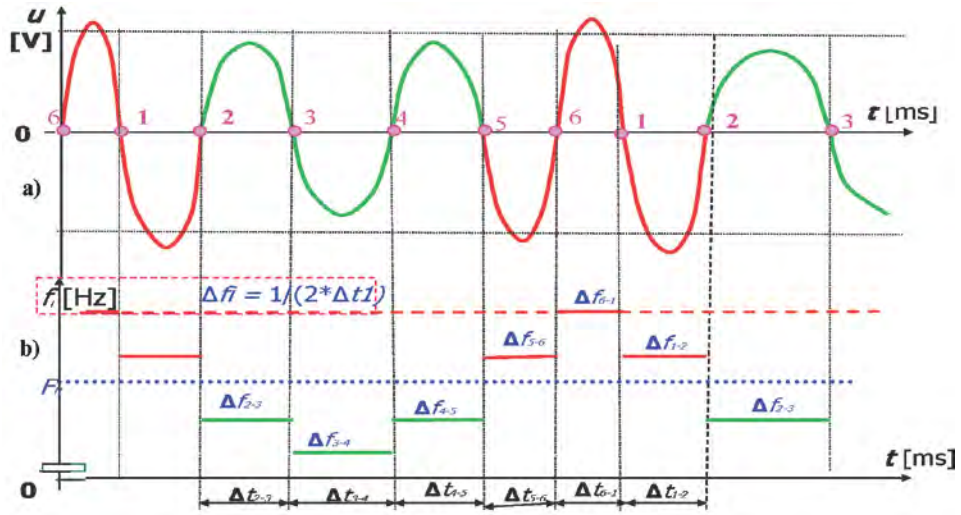
[2] [221], s. 166 „..Teoria rozpoznawania obrazów rozwinęła się na świecie wraz z badaniami związanymi ze sztuczną inteligencją … Polska nazwa rozpoznawania obrazów niezbyt precyzyjnie odwzorowuje zakres omawianego zagadnienia i z tego powodu wymaga pewnego komentarza … Ogólnie w zadaniu rozpoznawania obrazów chodzi o rozpoznawanie przynależności rozmaitego typu obiektów (lub zjawisk) do pewnych klas. Rozpoznanie to ma być prowadzone w sytuacji braku aperiodycznej informacji na temat reguł przynależności obiektów do poszczególnych klas, a jedyna informacja możliwa do wykorzystania w ciągu uczącym, złożonym z obiektów, dla których znana jest prawidłowa klasyfikacja …”.



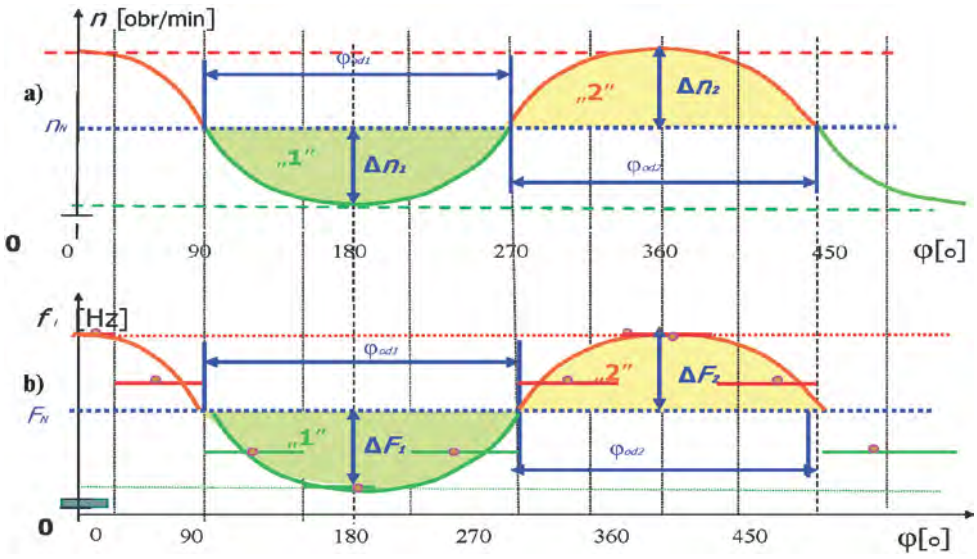
Rys. 2.4. Sposób oddziaływania wady mechanicznej badanego zespołu napędowego na zmodulowanie napięcia prądnicy-przetwornika: a) przykładowy przebieg zmian chwilowej prędkości kątowej (wartości chwilowej prędkości obrotowej) po zmodulowaniu przez wadę mechaniczną, b) przebieg napięcia wyjściowego prądnicy prądu przemiennego z trzema parami biegunów przy stałej prędkości kątowej



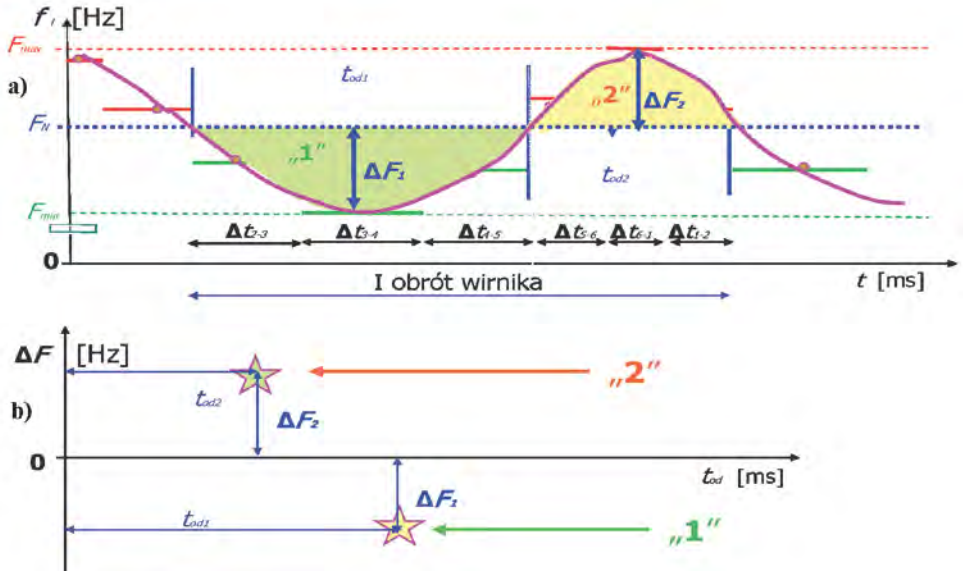
Rys. 2.5. Sposób odzwierciedlenia teoretycznych zmodulowań napięcia prądnicy-przetwornika w przebiegu zmian przyrostów czasu pomiędzy kolejnymi przejściami przebiegu napiecia przez poziom zero: a) zmiany napięcia prądnicy-przetwornika w czasie, b) przebieg zmian przyrostów czasu



Rys. 2.6. Sposób odzwierciedlenia teoretycznych zmodulowań napięcia prądnicy-przetwornika w przebiegu zmian częstotliwości chwilowej: a) zmiany napięcia prądnicy-przetwornika w czasie, b) przebieg zmian częstotliwości chwilowej



Rys. 2.7. Sposób odzwierciedlenia teoretycznych zmian chwilowej prędkości obrotowej w przebiegu częstotliwości chwilowej prądnicy-przetwornika: a) zmiany wejściowej prędkości obrotowej, b) zmiany częstotliwości chwilowej



Rys. 2.8. Sposób tworzenia punktów charakterystycznych: a) zmiany częstotliwości chwilowej w funkcji czasu, b) odzwierciedlenie zmian częstotliwości na płaszczyźnie (ΔF,t_{od})

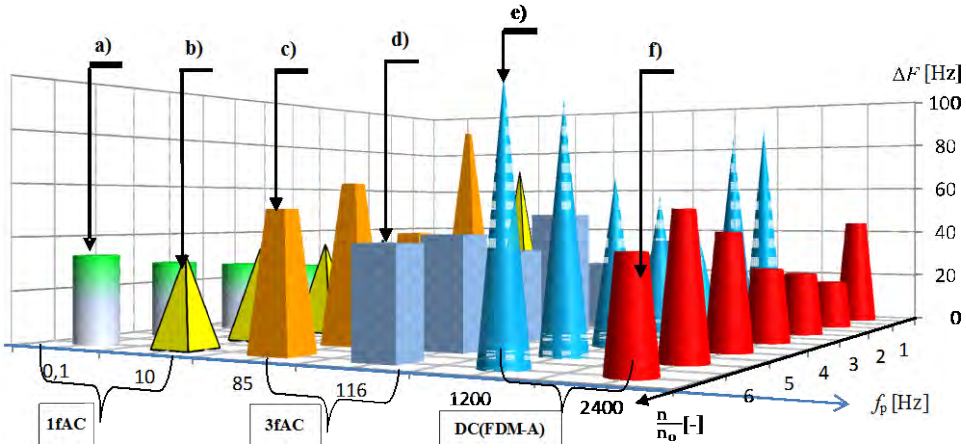
Jeżeli wyznaczy się oś symetrii pionowej takiego zbioru charakterystycznego, to jego współrzędna na osi 0-f_p będzie zbliżona do tzw. częstotliwości kinematycznej, która jest równa iloczynowi prędkości znamionowej i współczynnikowi zależnemu od typu wady. Współrzędne te umożliwiają identyfikację. Tak więc diagnosta, otrzymując za pomocą metody FAM-C zbiory charakterystyczne na płaszczyźnie (f_p, ΔF), może identyfikować typ wady poszczególnych podzespołów mechanicznego zespołu napędowego danej prądnicy-przetwornika i oceniać ich wartość energetyczną. Dany typ prądnicy-przetwornika w określonej konfiguracji pomiarowej ma określone pasmo obserwowalności (okno obserwowalności) procesów mechanicznych obejmuje określone pasmo na osi 0-f_p. Dlatego też autor zastosował kilka typów prądnic-przetworników, które jednocześnie (równolegle) dokonują pomiaru diagnostycznego. Jednocześnie autor stosuje układy pomiarowe o różnej konfiguracji fazowej, dzięki czemu uzyskuje zmiany pasma obserwacji diagnostycznej. Dzięki temu diagnoza staje się pełniejsza, dokładniejsza i bardziej wiarygodna [133, 134]. Podczas długoletnich pomiarów diagnostycznych [129] i analizy literaturowej [55, 179, 180] stwierdzono znaczną zależność wysokości zbioru charakterystycznego i szerokości jego pasma (danego podzespołu mechanicznego) od wartości znamionowej prędkości obrotowej. Dlatego autor postanowił wprowadzić trzecią oś współrzędnych n. Tak więc rozpatrywane będą parametry w przestrzennym układzie współrzędnych (f_p, ΔF, n), rys. 2.9.

Podsumowując – droga od powstawania wady do sygnału diagnostycznego jest następująca:

a) tworzenie się parametru wady mechanicznej pary kinematycznej, powodujące zmiany płynności ruchu kątowego,
b) tworzenie się periodycznej (okresowej) lub nieokresowej funkcji wymuszającej, objawiającej się w postaci modulacji prędkości kątowej elementu napędzanego danego ogniwa (rys. 2.4.a);
c) przekazywanie zmodulowanego sygnału prędkości kątowej od danego ogniwa kinematycznego (poprzez łańcuch kinematyczny traktu napędowego) do wirnika prądnicy pokładowej statku powietrznego;
d) przetwarzanie zmodulowanego sygnału prędkości kątowej prądnicy-przetwornika w sygnał elektryczny – przebieg napięcia zmodulowanego amplitudowo i fazowo (rys.2.4.b). Można wykazać [90, 94, 96, 127, 131], że częstotliwość napięcia wyjściowego (rys. 2.6.a) odzwierciedla, w sposób dyskretny, przebieg zmian wartości chwilowej prędkości kątowej wirnika prądnicy-przetwornika (rys. 2.4.a);
e) analizując parametry przebiegu częstotliwości $f_i(t)$ pozyskane z przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika $u(t)$, rys. 2.4.a, można określić:
   - czas trwania t_{od} (rys. 2.7 i 2.8.a) odchylenia chwilowej prędkości kątowej od poziomu średniego (znamionowego); czasy trwania tych odchyleń, jak wynika z doświadczeń autora, są charakterystyczne dla danego typu pary kinematycznej;
   - głębokość zmodulowania prędkości kątowej proporcjonalnej do parametru wady, którą można określić poprzez głębokość modulacji częstotliwości ΔF;
   - wartość względną głębokości modulacji częstotliwości $\left(\frac{\Delta F_i}{f_{śr}}\right)$, czyli iloraz odchylenia amplitudy częstotliwości ΔF do częstotliwości średniej $f_{śr}$.
f) można zaobserwować, że każda para kinematyczna charakteryzuje się innym czasem trwania odchylenia. Uzyskane wyniki badań obiektów rzeczywistych wskazują, że punkty na płaszczyźnie (f_p , ΔF, n) układają się w zbiory charakterystyczne (rys. 2.9). Punkty poszczególnych zbiorów skupiają się w pasmach względem osi 0-f_p. Częstotliwości charakterystyczne f_{pj} poszczególnych pasm są zależne od prędkości znamionowych poszczególnych podzespołów (od częstotliwości podnośnych) oraz od rodzaju poszczególnych uszkodzeń (rys. 2.9). Każdy z takich zbiorów charakteryzuje stan zużycia innego ogniwa kinematycznego napędu i jego

wady (wykonawczej lub zużyciowej). Mają one zróżnicowane: kształty, wysokości, pasma częstotliwości ($f_{p\min}$, $f_{p\max}$,) oraz częstotliwości „nośne" f_N. Parametry wysokości i pasma zmieniają się w zależności od zadawanej przez operatora wartości prędkości obrotowej wału głównego silnika napędowego n [113, 114, 118÷120, 122, 123, 129, 136].

g) można zaobserwować, że każda prądnica-przetwornik ma inne pasmo obserwowalności procesów dynamiki ruchu zespołu napędowego (inne pasmo względem osi 0-f_p, rys. 2.9); zmiana konfiguracji pomiarowej również powoduje zmianę pasma obserwowalności (okna obserwowalności), rys. 29: najniższe pasmo obserwowalności procesów dynamiki ruchu zespołu napędowego ma prądnica jednofazowa prądu przemiennego, wyższe ma ta sama prądnica w konfiguracji trójfazowej, najwyższe pasmo obserwowalności ma prądnica prądu stałego [100, 129, 134].



Rys. 2.9. Zbiory charakterystyczne w przestrzeni trójwymiarowej (f_p, n, ΔF) dla typowych uszkodzeń zespołu napędowego statku powietrznego – diagram wysokości zbiorów charakterystycznych: a) zapowietrzenie bloku hydraulicznego, b) nadmierne zużycie sprzęgła jednokierunkowego, c) przekoszenia wału sprężarki względem wału turbiny, d) nadmierny luz łączny wału głównego silnika, e) stan techniczny łożyska przedniej podpory $N = 12$, f) stan techniczny łożyska środkowej podpory $N = 22$, 1fAC – pomiar FAM-C jednofazowy, 3fAC – pomiar FAM-C trójfazowy, DC(FDM-A) – pomiar FDM-A

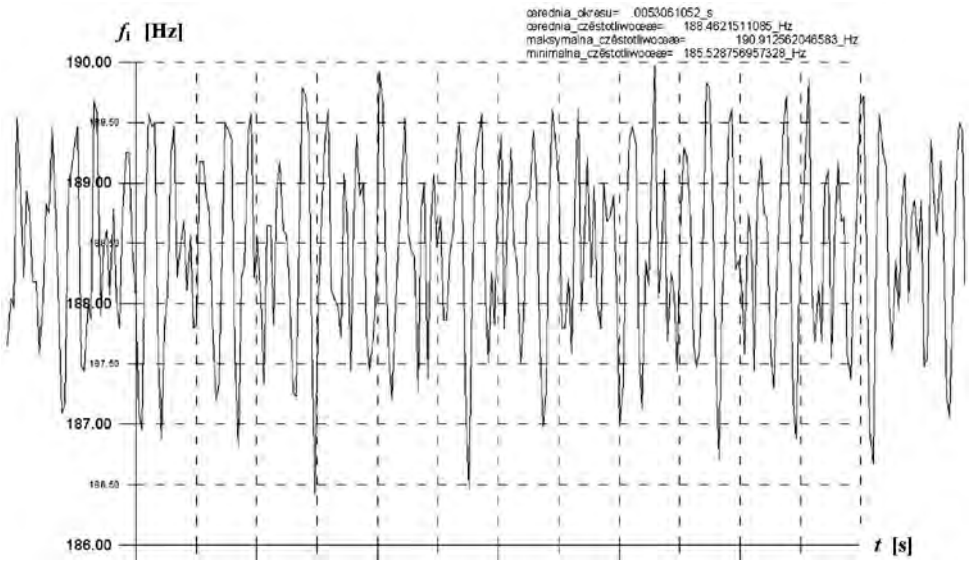
2.2.2. Pomiary częstotliwości chwilowej

Wady par kinematycznych powodują zmodulowania częstotliwości przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy, co przedstawiono na rys. 2.4. Do pomiaru częstotliwości chwilowej zastosowano pomiar przyrostów czasu pomiędzy są-

siednimi przejściami sygnału napięcia prądnicy przez poziom napięcia równy zeru (U = 0V). Odwrotność podwojonej wartości tego przyrostu czasu jest poszukiwaną częstotliwością chwilową f_i. Z uwagi na to, że dla U = 0V sinusoida osiąga największy gradient zmian, można wnioskować, że przebieg napięcia będzie w tych miejscach najmniej zniekształcony [304]. Pomiar okresu pomiędzy kolejnymi przejściami przez U = 0V jest realizowany poprzez zliczanie kolejnych paczek impulsów generatora podstawy czasu („zegara wewnętrznego") układu zliczania impulsów („karty licznikowej") f_z. Mierząc przyrosty czasów pomiędzy kolejnymi przejściami tego napięcia przez poziom odniesienia (U = 0V), tj. przez poziom zero, można otrzymać wartości $\Delta t_{ci} = \{\Delta t_{c1}, \Delta t_{c2}, \Delta t_{c3}, ... , \Delta t_{cn}\}$. Odkładając odwrotności podwojonej wartości tych przyrostów czasu określonych wzorem (2.8), otrzymuje się zmiany częstotliwości chwilowej napięcia wyjściowego prądnicy w czasie, czyli przebieg funkcji $f_i = f(t)$, co przedstawiono na rys. 2.6.b (przebieg teoretyczny) oraz na rys. 2.10 (przebieg rzeczywisty). Jednocześnie dla całego okna czasowego trwania pomiaru diagnostycznego można określić średnią arytmetyczną częstotliwości chwilowej określoną wzorem (2.8).

Odchyleniom częstotliwości chwilowej f_i od wartości średniej $f_{śr}$ mogą być przyporządkowane dwa parametry (rys. 2.8.b):

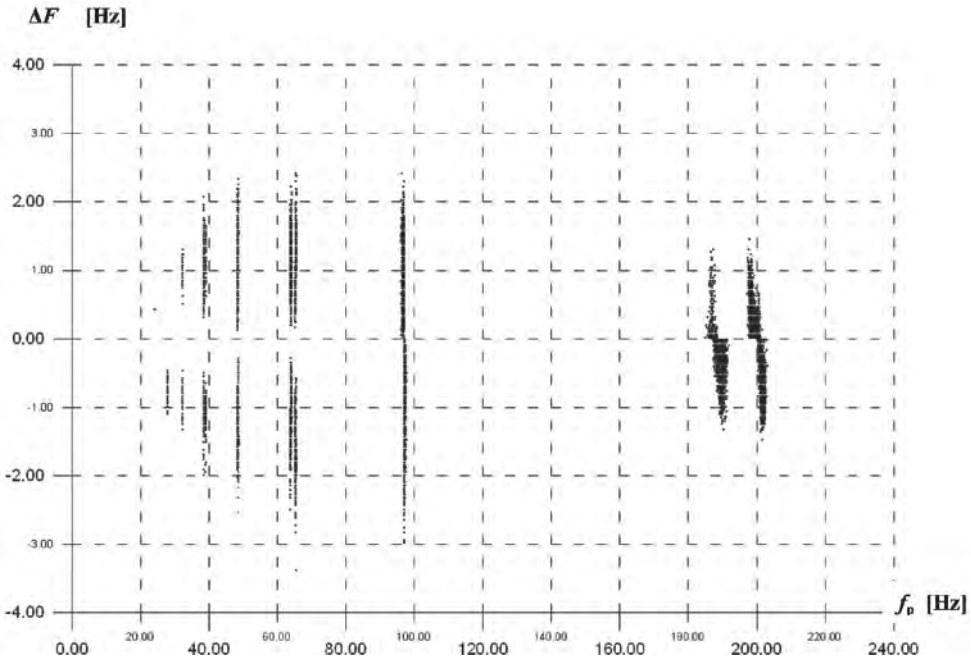
- amplituda odchylenia – ΔF [Hz],
- czas trwania odchylenia – t_{od} [s].



Rys. 2.10. Przykład rzeczywistego przebiegu częstotliwości chwilowej – przebieg z prądnicy tachometrycznej D-10/2 w konfiguracji trójfazowej z silnika SO-3W przy prędkości obrotowej wału głównego n = 15 100 obr/min

2.2.3. Sposób tworzenia punktów na płaszczyźnie (f_p, ΔF)

Obserwując zmiany częstotliwości chwilowej, stwierdzono istnienie związków pomiędzy zwiększającą się wartością ekstremalnych odchyleń zmian częstotliwości (ΔF_i) od częstotliwości średniej ($f_{śr}$) a stopniem zużycia monitorowanej pary kinematycznej. Obserwacje przebiegów częstotliwości chwilowej $f_i = \mathrm{f}(t)$ wymagały przeglądania długich przebiegów i notowania ekstremalnych wartości amplitudy (rys. 2.10). W celu zmniejszenia pracochłonności wyznaczania ekstremalnych wartości częstotliwości i czasu trwania odchyleń od częstotliwości średniej, dla zmian częstotliwości napięcia wyjściowego w funkcji czasu, postanowiono zmiany te przedstawić na płaszczyźnie współrzędnych prostokątnych (f_p, ΔF) – rys. 2.11. Na osi odciętych odłożono wartość częstotliwości modulującej f_p generowanej przez poszczególne pary kinematyczne badanego zespołu napędowego, zaś na osi rzędnych wartości ekstremalnego odchylenia częstotliwości ΔF.



Rys. 2.11. Przykład rzeczywistych zbiorów charakterystycznych wąskopasmowych otrzymanych z prądnicy tachometrycznej D-10/2 w konfiguracji trójfazowej z silnika SO-3W przy prędkości obrotowej wału głównego n = 15 600 obr/min

Odkładając na płaszczyźnie (f_p, ΔF) punkty o współrzędnych będących parametrami kolejnych odchyleń (np. wg rys. 2.8.b dla punktu odchylenia ujemnego 1) [82, 127, 129]:

a) ΔF_1, tj. ekstremalną wartość odchylenia częstotliwości chwilowej od częstotliwości średniej;
b) f_{p1},zwaną dalej częstotliwością procesu mechanicznego, obliczaną jako odwrotność podwojonej wartości czasu trwania j-tego odchylenia Δt_{odj} częstotliwości chwilowej od poziomu odniesienia (zazwyczaj poziomu częstotliwości średniej $f_{śr}$) określone wzorem (2.10) otrzymuje się kolejne punkty charakterystyczne przedstawione na rys. 2.8.b.

Kolejne punkty o współrzędnych (f_{pj}, ΔF_j, n_j) otrzymywane z pomiaru tworzą zbiory charakterystyczne – przykład takich zbiorów przedstawiono na rys. 2.9.

2.2.4. Opis ogólny związków pomiędzy parametrem wady pary kinematycznej a parametrami modulacji częstotliwości prądnicy-przetwornika

W zespole napędowym można wyróżnić źródła energii mechanicznej (np. turbina silnika turboodrzutowego napędzana przez spaliny), elementy transmisji (przenoszące ruch obrotowy z silnika napędowego do odbiorników energii mechanicznej, jak np. zespoły kół zębatych, węzły łożyskowe, sprzęgła różnych typów) oraz elementy będące odbiornikami energii mechanicznej. Jednym z takich odbiorników jest prądnica pokładowa (prądnica prądu przemiennego, prądnica prądu stałego, prądnica tachometryczna). W warunkach niepełnego obciążenia skrzyni napędów następują modulacje prędkości kątowej par kinematycznych układu napędowego o amplitudzie proporcjonalnej do wielkości wady, np. do wartości istniejących luzów albo innych parametrów związanych ze zużyciem elementów lub z błędami wykonania i montażu. Modulacje te kumulują się w odbiornikach (modulują przebieg prędkość obrotowej wałków napędowych tych odbiorników) [183÷187], m.in. w wirniku prądnicy-przetwornika w postaci zmiany wyjściowej prędkości obrotowej ω_2 (rys. 2.4.a), dostarczając informacji diagnostycznych. W uzwojeniach wirnika prądnicy-przetwornika indukuje się siła elektromotoryczna (SEM) o wartości skutecznej, określonej wzorami (2.5) i (2.6). Indukowana w uzwojeniach SEM osiąga chwilową wartość równą zeru w położeniu odpowiadającym osiągnięciu przez zezwój wirnika strefy magnetycznie obojętnej (rys. 2.2 – linie zerowe nr 1, 2, 3, 4). Modulacje prędkości kątowej wirnika prądnicy prądu przemiennego ω_2 powodują, że siła elektromotoryczna (SEM) indukowana w tworniku zostaje zmodulowana częstotliwościowo. Według norm lotniczych (np. ISO-1540, EUROCADE ED-14/B/RTCA DO-160B) wszelkie

cykliczne lub stochastyczne zmiany częstotliwości są nazywane modulacją częstotliwości. Ponieważ niniejsze opracowanie dotyczy zagadnień głównie lotniczych, postanowiono tę definicję częstotliwości zachować. Odbiega ona od definicji z innych dziedzin [67, 166, 220, 265, 294, 304], gdzie zazwyczaj jest określana jako liczba pełnych okresów w jednostce czasu. Rys. 2.4.b przedstawia sygnał napięcia wyjściowego otrzymywany z prądnicy prądu przemiennego, zmodulowany częstotliwościowo poprzez zmiany prędkości kątowej napędu prądnicy pokładowej ω_2 (rys. 2.4.a). Zmiany prędkości kątowej ω_2 przedstawiono na rys. 2.6.b w postaci (dyskretnej) zmiany częstotliwości $f_i = f(t)$. Poprzez pomiar wartości ekstremalnych odchyleń od poziomu częstotliwości średniej ($f_{śr}$), tj. ΔF_1 i ΔF_2 oraz odwrotności podwojonych przyrostów czasu trwania odchylenia od poziomu częstotliwości średniej, otrzymuje się zobrazowanie odchyleń ΔF od częstotliwości procesu mechanicznego f_p (rys. 2.8.b) [127, 129].

2.2.5. Warunki rozróżnialności składowych spektrum sygnału pierwotnego w metodach FAM-C i FDM-A

Zmianę prędkości obrotowej wirnika prądnicy-przetwornika można przedstawić za pomocą sumy modulujących funkcji sinusoidalnych, pochodzących od poszczególnych ogniw kinematycznych. Odpowiedź układu liniowego w stanie ustalonym, na sinusoidalne funkcje wymuszające, równa jest sumie odpowiedzi sinusoidalnych na każdą z sinusoidalnych funkcji wymuszających [1, 4, 41÷43, 52, 58, 139, 140, 154, 208÷211, 222, 250, 307, 314]. Każda sinusoidalna funkcja wymuszająca, związana z uszkodzonym ogniwem kinematycznym, po przejściu przez transmitancję układu napędowego, zachowuje swoją częstotliwość, lecz zmienia kąt przesunięcia fazowego i amplitudę [39, 40].

Z praktyki badawczej wynika, że zużycie danej pary kinematycznej może powodować modulacyjne zmiany prędkości kątowej periodyczne odkształcone od sinusoidy. Taki przebieg prędkości kątowej można rozłożyć (rozkład Fouriera) na składowe harmoniczne. Odpowiedzią układu napędowego (pomiędzy uszkodzonym ogniwem a wirnikiem prądnicy-przetwornika – łącznie) są składowe harmoniczne otrzymane w uzwojeniach wirnika prądnicy-przetwornika. Każda harmoniczna sygnału wymuszającego generowana z dowolnego ogniwa zespołu napędowego będzie miała swoją odpowiedź o tej samej częstotliwości [39, 40] w każdym miejscu układu mechanicznego, więc m.in. w wirniku prądnicy-przetwornika. W związku z tym sygnał napięcia wyjściowego prądnicy prądu przemiennego (maszyny synchronicznej) zostaje zmodulowany częstotliwościowo poprzez harmoniczne generowane przez poszczególne ogniwa kinematyczne zespołu napędowego. Przebieg częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy będzie więc dyskretnym obrazem przebiegu prędkości kątowej umownego ze-

zwoju w wirniku prądnicy prądu przemiennego. W strefie magnetycznie obojętnej (rys. 2.2 – linie zerowe nr 1, 2, 3, 4), pomiędzy sąsiednimi biegunami stojana prądnicy, następuje przebiegunowanie sygnału napięcia indukowanego w tworniku, tzn. następuje przejście sygnału napięcia wyjściowego przez poziom zerowy. Przyrost czasu pomiędzy takimi zmianami polaryzacji będzie więc czasem dyskretyzacji Δt_c. Aby dana harmoniczna prędkości obrotowej o częstotliwości f_p była rozróżnialna, wartość znamionowa czasu dyskretyzacji Δt_N prądnicy-przetwornika, tj. średni czas trwania przejścia pomiędzy sąsiednimi strefami obojętnymi (rys. 2.2) powinien spełniać równanie zgodnie ze zmodyfikowanym twierdzeniem Kotielnikowa-Shannona [264, 270, 305, 306]:

$$\Delta t_N \le \frac{1}{2{,}5} \cdot \Delta t_{od} \tag{2.7}$$

gdzie:

t_{od} – czas trwania odchylenia obserwowanego przebiegu zmian wartości chwilowej prędkości kątowej od poziomu odniesienia.

Wzór (2.7) jest słuszny dla małych wartości ekstremalnych odchyleń wartości chwilowej prędkości kątowej ω. Z rys. 2.4 można wywnioskować, że przy znacznych odchyleniach (od wartości znamionowej) następuje:

- przy zmniejszaniu prędkości – zwiększanie czasu trwania okresu dyskretyzacji,
- przy zwiększaniu prędkości – skracanie czasu trwania okresu dyskretyzacji.

Tak więc przy zmniejszaniu prędkości obrotowej następuje zwiększenie przyrostów czasu Δt_{ci} (rys. 2.5) pomiędzy kolejnymi liniami zerowymi (rys. 2.2), przy zwiększaniu – zmniejszenie wartości tych przyrostów [129]. W związku z tym, wzór (2.11), opierający się na założeniu, że okres próbkowania jest niezmienny w czasie, może być stosowany tylko dla względnie małych amplitud chwilowej prędkości kątowej, dla większych można zastosować wzór umożliwiający spełnienie warunku rozróżnialności:

$$\left\{\Delta t_{ci}\right\}_{\min} \le \frac{1}{2{,}5} \cdot \Delta t_{od} \tag{2.8}$$

gdzie:

i – liczba naturalna przedstawiająca liczbę przejść przez zero sygnału napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika w czasie trwania Δt_{od} ; Δt_{ci} – czas trwania „półokresu” przebiegu napięcia wyjściowego (rys. 2.5).

Aby badany przebieg zmian wartości chwilowej prędkości kątowej wirnika (okresowy lub nieokresowy) był rozróżnialny, to t_{od} musi trwać co najmniej przez czas odpowiadający przejściu (umownego zezwoju w wirniku) przez 2,5 kolejnych linii zerowych. Zatem przed każdym pomiarem należy dokładnie przeanalizować, jaką częstotliwość zjawiska mechanicznego można ocenić, badając częstotliwość zmian napięcia wyjściowego prądnicy danego typu. Dla maszyn elektrycznych prądu przemiennego częstotliwość znamionowa (częstotliwość nośna) wynosi:

$$f_N = \frac{n_N \cdot p}{60} \tag{2.9}$$

gdzie:
n_N – wartość znamionowej prędkości obrotowej [$^{obr}/_{min}$], p – liczba par biegunów.

Dla zliczania półokresowego (dwupołówkowego), rys. 2.5, można zapisać:

$$\Delta t_N = \frac{1}{2 \cdot f_N} \tag{2.10}$$

Po podstawieniu (2.9) do (2.10) można otrzymać wzór na czas trwania półsinusoidy („półokresu") znamionowego przebiegu napięcia $u(t)$ generowanego przez prądnicę prądu przemiennego, przy danej znamionowej prędkości obrotowej jej wirnika:

$$\Delta t_N = \frac{60}{2 \cdot n_N \cdot p} \tag{2.11}$$

Dla komutatorowych maszyn elektrycznych prądu stałego częstotliwość znamionowa (częstotliwość pulsacji żłobkowej przy znamionowej prędkości obrotowej napędu w stanie ustalonym), przy określonej wyliczonej (z obrotów znamionowych i przełożeń) prędkości znamionowej wynosi:

$$f_N = \frac{n_N \cdot \dot{Z}}{60} \tag{2.12}$$

gdzie:
$\dot{Z}$ – liczba żłobków wirnika.

Po podstawieniu (2.12) do (2.11) otrzymujemy:

$$\Delta t_N = \frac{60}{2n_N \cdot \dot{Z}} \tag{2.13}$$

Tak więc np. prądnica GŻ-30 (trójfazowa, bezstykowa prądnica prądu przemiennego z uzwojeniem wzbudzenia w wirniku i twornikiem w stojanie), która ma częstotliwość znamionową $f_N = 400$ Hz, tj. czas trwania półsinusoid $\Delta t_N = 1{,}25$ ms, może służyć, na podst. wzoru (2.13), do analizy zmian prędkości kątowej o częstotliwości nie wyższej niż częstotliwość graniczna f_{gr} (minimalna częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika zapewniająca rozróżnialność sygnału diagnostycznego, tj. dynamiki zmian prędkości kątowej o czasie trwania Δt_N – dla omawianego przypadku zgodnie z zależnością (2.8) $f_{gr} = 160$ Hz). Częstotliwość graniczna, zapewniona przez cechy konstrukcyjne prądnic prądu przemiennego, jest przeważnie wystarczająca do wykrywania[3]: zerwań sprzęgieł jednokierunkowych, mimośrodowości lub przekoszeń połączeń wałów, jest natomiast zwykle niewystarczająca do wykrywania luzów międzyzębnych kół zębatych lub połączeń wielowypustowych. W większości konstrukcji niemożliwe jest monitorowanie łożysk tocznych [162, 163, 173, 175, 176, 178, 179, 185, 190]. Dlatego też autor sięgnął po wykorzystanie modulacji częstotliwości składowej pulsacji pokładowej komutatorowej prądnicy prądu stałego. Znacznie większa częstotliwość znamionowa komutatorowych prądnic prądu stałego (w stosunku do prądnic prądu przemiennego) umożliwia wielokrotne zwiększenie czułości pomiaru diagnostycznego. Na podstawie licznych badań obiektów rzeczywistych stwierdzono, że punkty charakterystyczne odchyleń częstotliwości chwilowej (od częstotliwości średniej) na płaszczyźnie (f_p, ΔF) skupiają się w zbiory. Eksperymentalnie stwierdzono, że każdy z takich zbiorów charakteryzuje stan zużycia innego ogniwa kinematycznego napędu. Przykład takich zbiorów przedstawia rys. 2.9. W dalszej części pracy zbiory takie będą nazywane zbiorami charakterystycznymi, gdyż każdy z nich obrazuje stan techniczny innego elementu mechanicznego. Jednocześnie położenie takiego zbioru względem osi odciętych jest zależne od miejsca zamontowania w układzie kinematycznym badanego zespołu napędowego, a dokładniej od wartości znamionowej prędkości obrotowej tego elementu. Kształt zbioru jest charakterystyczny dla każdego podzespołu mechanicznego oraz typu jego uszkodzenia. Zobrazowaniem symptomu diagnostycznego jest zmiana modulacji częstotliwościowej napięcia wyjściowego prądnicy-

[3] Oprócz wykrywania zjawisk związanych z wadami mechanicznymi istnieją zagadnienia związane z dokładnością pomiaru parametru wady. Sprawy te będą omawiane w podrozdziale 5.5 (weryfikacja wyników badań skrzyń napędów poprzez modelowanie).

przetwornika ΔF w zależności od częstotliwości procesu modulacji f_p. Pomiar częstotliwości napięcia sygnału nie nastręcza trudności. Dokładność pomiaru może być ustalona częstotliwością generatora (zegara) wewnętrznego układu pomiarowego, liczbą par biegunów prądnicy prądu przemiennego i przełożeniem pomiędzy wałkiem prądnicy prądu przemiennego a badanym ogniwem kinematycznym. Dodać należy, że modulacja częstotliwościowa charakteryzuje się (w przeciwieństwie do modulacji amplitudowej) dużą odpornością na wszelkiego rodzaju zakłócenia i dlatego ma takie duże znaczenie w procesie diagnozowania [67, 155]. Dlatego też pierwsze zastosowania modulacja częstotliwości (FM) znalazła w radiofonii i telekomunikacji na krótkich odległościach, gdyż system ten ma podstawową zaletę, którą jest duża niewrażliwość na zakłócenia [67, s. 7]. Dodatkową zaletą jest to, że w praktyce podczas badania diagnostycznego istnieje pewne obciążenie prądowe prądnicy-przetwornika (zazwyczaj o niewielkiej, ok. 10÷20%, wartości znamionowej natężenia prądu), co powoduje silne tłumienie niskoenergetycznych sygnałów zakłócających, np. radiowych zakłóceń przewodzonych lub promieniowanych.

2.2.6. Sposób pozyskiwania i analizy sygnału z wykorzystaniem prądnic-przetworników DC

Podobnie jak w metodzie FAM-C [88] w metodzie FDM-A [25] podstawą jest pomiar modulacji częstotliwości. W prądnicach prądu stałego wykorzystuje się składową pulsacji żłobkowej [24, 89, 106, 126]. Inne typy pulsacji są traktowane jako zakłócające. Ponieważ składowa pulsacji żłobkowej nie jest symetryczna względem osi czasu, możliwe jest tu zliczanie przejść przez zero tylko w ramach pełnych okresów tej pulsacji. Poza tym wszystkie zjawiska związane z odzwierciedleniem wad par kinematycznych badanego zespołu napędowego przez zjawiska modulacji częstotliwości są analogiczne. Aby dana harmoniczna ω o częstotliwości f_p była rozróżnialna, to znamionowy czas dyskretyzacji Δt_N prądnicy-przetwornika prądu stałego, tj. średni czas trwania przejścia pomiędzy sąsiednimi żłobkami wirnika (w metodzie FAM-C pomiędzy strefami obojętnymi stojana), powinien spełniać równanie (zgodną z twierdzeniem Kotielnikowa-Shannona [264], które można wyrazić wzorem:

$$\Delta t_{odj} \geq \sum_{i=1}^{i>2} \Delta t_{ci} \tag{2.14}$$

gdzie:

i – liczba naturalna przedstawiająca liczbę przejść przez zero sygnału napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika podczas j-tego odchylenia przebiegu Δt_{odj}; Δt_{ci} – czas trwania okresów przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika.

Poniżej omówiono rolę poszczególnych składowych pulsacji napięcia wyjściowego komutatorowej prądnicy-przetwornika prądu stałego w procesie diagnozowania badanego zespołu napędowego lub w jego zakłócaniu.

2.2.6.1. Charakterystyka ogólna pulsacji komutatorowej prądnicy prądu stałego

W klasycznym, szkolnym ujęciu prądnicę komutatorową prądu stałego przedstawia się w postaci schematu (rys. 2.12.b), zaś przebieg jej siły elektromotorycznej – jak na rys. 2.12.a. Prądnica komutatorowa prądu stałego składa się z:

- nieruchomego stojana, który poglądowo można przedstawić jako pary magnesów stałych (rys. 2.2: „N" – biegun północny, „S" – biegun południowy) wytwarzających stałe pole magnetyczne, o natężeniu B i zwrocie od „N" do „S";
- wirnika obracanego zewnętrzną siłą mechaniczną z chwilową prędkością kątową ω_2. Na wirniku nawinięte są zwoje, w których indukuje się siła elektromotoryczna e. Indukującą się tu siłę elektromotoryczną (SEM) można opisać wzorem:

$$e = \left| k \cdot B \cdot \sin(\omega_2 t) \right| \tag{2.15}$$

  gdzie:

  k – współczynnik konstrukcyjny danej prądnicy, B – indukcja magnetyczna, ω_2 – chwilowa prędkość kątowa wirnika prądnicy;
- komutatora, czyli zamocowanego na wirniku pierścienia wykonanego z materiału elektrycznie przewodzącego; pierścień ten jest podzielony na segmenty, które są od siebie odizolowane elektrycznie – tworzące tzw. wycinki komutatora; do każdej klepki jest przyłączony koniec zwoju; komutator pełni funkcję mechanicznego prostownika prądu;
- szczotek elektrycznych (szczotek komutacyjnych – rys. 2.16.a) „+" i „-", które ślizgają się po klepkach komutatora. Do szczotek przyłączone są przewody przekazujące prąd do obwodów odbiorników.

W celu zwiększenia wartości indukcji B, układa się zwoje wirnika na rdzeniu wykonanym z pakietu blach krzemowych, uzyskując w ten sposób wzmoc-

nienie wartości SEM (e) około 10 000 razy. Aby zwoje na wirniku były dobrze mechanicznie związane z rdzeniem, układa się je w specjalnie wykonanych rowkach, zwanych żłobkami. W przekroju poprzecznym rdzenia wirnika żłobki te mają kształt zębów, stąd dalej stosowano pojęcie „zęby wirnika" [49, 72, 160, 189, 258]. Porównanie przebiegu teoretycznego funkcji opisanej wzorem (2.19), rys. 2.16.c, z przebiegiem rzeczywistym składowej pulsacji prądnicy komutatorowej (rys. 2.12.a) nie wykazuje żadnego podobieństwa między nimi. Dzieje się tak dlatego, że w nieobciążonej prądnicy komutatorowej prądu stałego (dla prądnicy obciążonej poniżej 20% wartości prądu znamionowego) dominują pulsacje żłobkowe, a nie komutatorowe. Oba typy pulsacji przedstawiono na rys. 2.15 i 2.16.

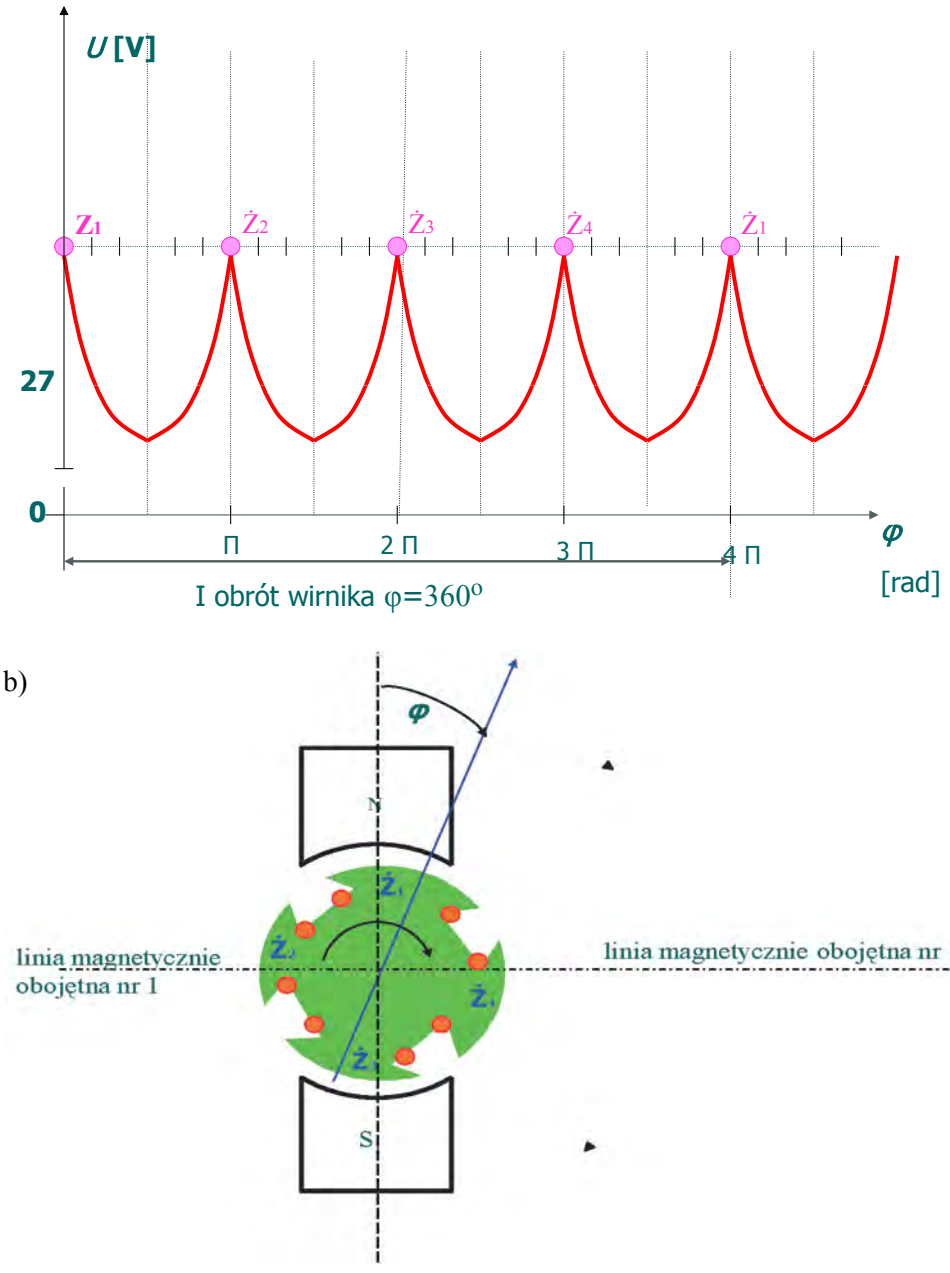
Pulsacje żłobkowe powstają w wyniku zmiany reluktancji, wywołanej wirowaniem uzębionego wirnika (rys. 2.12.a, 2.15.a, 2.16). Częstotliwość pulsacji żłobkowych $f_ż$, zgodnie z literaturą [309, 310], można wyrazić wzorem (2.16). Szczegółowe omówienie właściwości tej pulsacji zawarto w następnym podrozdziale (2.2.6.2).

Pulsacje biegunowe w literaturze łączone są z tzw. pulsacjami obrotowymi, ze względu na ich wzajemne podobieństwo. Zjawisko pulsacji biegunowych i obrotowych jest widoczne w postaci okresowego zwiększenia wartości szczytowej napięcia (ujemnej albo dodatniej w zależności od polaryzacji magnetycznej bieguna stojana) w chwili przechodzenia zezwoju wirnika pod nabiegunnikiem – występuje ekstremum (A_{max}, A_{min}) przebiegu obwiedni modulacji napięcia przedstawionego na rys. 2.15.a [106, 109, 309÷311]. Częstotliwość tej modulacji obwiedni jest wprost proporcjonalna do iloczynu liczby biegunów stojana oraz prędkości kątowej wirnika, natomiast głębokość amplitudy jest proporcjonalna do zmian reluktancji magnetycznej między wirnikiem a stojanem. Częstotliwość pulsacji biegunowych f_b można wyrazić wzorem:

$$f_b = 2p \cdot n/60 \tag{2.16}$$

gdzie:
p – liczba par biegunów magnetycznych stojana (prądnicy prądu stałego).

Sygnał modulacji biegunowych niesie informacje o anizotropii (geometryczne zróżnicowanie przenikalności blach magnetycznych obwodu magnetycznego prądnicy) blach obwodu magnetycznego prądnicy w sensie zróżnicowania wartości strumienia magnetycznego dla kolejnych nabiegunników stojana.



Rys. 2.12. Wirnik z czterema żłobkami oraz wykres zmian siły elektromotorycznej między szczotkami komutatorowej prądnicy prądu stałego: a) przebieg składowych napięcia (siły elektromotorycznej SEM) indukowanego w poszczególnych zezwojach wirnika – tworzenie się pulsacji komutatorowej, b) widok ogólny

Występuje efekt zróżnicowania amplitudy napięcia obwiedni – kolejne wartości szczytowe obwiedni będą odzwierciedlały zróżnicowanie przenikalności blach magnetycznych obwodu magnetycznego kolejnych nabiegunników stojana. Blachy te w kierunku walcowania mają większą przenikalność magnetyczną niż w kierunku poprzecznym. W związku z tym dla jednego nabiegunnika stojana rezystancja magnetyczna (reluktancja) może być wynikowo większa, dla innego nabiegunnika stojana mniejsza. Tak więc obserwuje się zmiany wartości amplitudy obwiedni (składowej pulsacji) napięcia wyjściowego, co umownie można nazwać efektem amplitudowym. Jednakże może wystąpić także zmiana wartości fazy obwiedni składowej pulsacji na skutek przesunięcia kątowego nabiegunników względem podziałki wzorcowej. Te dwa efekty (amplitudowy i fazowy) pulsacji biegunowych można nazwać „podpisem" danego egzemplarza prądnicy. Niestety dochodzi tu oddziaływanie węzła łożyskowego wirnika i węzła komutatorowego (w sensie mechanicznym), które swoimi mechanicznymi kątowymi przyhamowaniami powodują wprowadzenie „swoich" zmian do obwiedni sygnału napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika. Dlatego w przyszłości możliwe będzie precyzyjne określanie zarówno przesunięcia nabiegunników stojana, jak i anizotropii magnetycznej obwodów magnetycznych poszczególnych biegunów stojana. W literaturze specjalistycznej modulację biegunową zazwyczaj łączy się z **modulacją obrotową** [310, 311], która charakteryzuje się tym, że częstotliwość tego typu zmodulowania jest równa częstotliwości pierwszej, ewentualnie drugiej harmonicznej (w pewnych przypadkach pierwszej podharmonicznej) prędkości obrotowej wirnika prądnicy. Modulacja obrotowa niesie informację diagnostyczną o anizotropii wynikowej wirnika prądnicy. Teoretycznie jest technologicznie minimalizowana poprzez kątowe (o jedną podziałkę kątową) przemieszczanie kolejnych blach (krzemowych) podczas pakietowania wirnika. Sygnał modulacji obrotowej niesie również informację diagnostyczną o błędach geometrii wykonania i montażu [310, 311]:

- wykonania prądnicy prądu stałego, zwłaszcza o niedokładności wymiarów geometrycznych, przejawiającej się asymetrią szczeliny powietrznej między stojanem a wirnikiem;
- geometrii montażu prądnicy prądu stałego, takich jak: błąd równoległego przesunięcia osi wału wirnika prądnicy i osi wału napędowego, zwany niekiedy błędem mimośrodowości, oraz błąd przekoszenia osi wału wirnika prądnicy i wału napędowego.

W celu zmniejszenia pulsacji biegunowych oraz obrotowych zazwyczaj zaleca się [310]:

– stosowanie selekcjonowanych łożysk tocznych ze zmniejszonym luzem promieniowym,

- dokładną obróbkę tarcz łożyskowych prowadzącą do zmniejszenia mimośrodowości osi wirowania wirnika względem osi symetrii stojana,
- dokładne ustawianie w procesie montażu symetrii pakietu wirnika w stosunku do jego osi symetrii – błąd takiego przesunięcia nie powinien przekraczać ±0,01 mm,
- minimalizację niewyważenia wirnika.

Pulsacje komutatorowe napięcia wyjściowego prądnicy prądu stałego są związane ze współdziałaniem szczotek i komutatora. Podczas wirowania twornika szczotki zwierają na przemian różną liczbę zezwojów uzwojenia, co powoduje zmianę liczby zwojów w gałęziach równoległych i wywołuje okresowe pulsacje napięcia na szczotkach [109, 112, 159, 163, 240, 288, 289, 308÷310]. Częstotliwość tych pulsacji f_k zależy od liczby wycinków komutatora, co można wyrazić wzorem:

$$f_k = K\,n\,/\,60 \tag{2.17}$$

gdzie: K – liczba wycinków (klepek) komutatora.

W wielu opracowaniach do pulsacji komutatorowych zalicza się także pulsacje napięcia wywołane przez iskrzenie występujące pod szczotkami podczas pracy prądnicy. Zjawisko to, opisane w literaturze, jest spowodowane:

- nierównomiernościami powierzchni komutatora, wywołującymi drgania mechaniczne styku szczotka–komutator,
- SEM samoindukcji, powstającą w komutowanym zwoju w momencie jego zwierania lub rozwierania przez szczotkę,
- SEM transformacji,
- SEM rotacji – jeżeli część komutowanego zwoju dostanie się pod pole magnetyczne stojana, powstanie iskrzenie. Dlatego też konstruktorzy starają się tak zaprojektować prądnicę, aby komutowany zezwój był w strefie magnetycznie obojętnej podczas zwierania dwóch klepek komutatora.

Aby zapobiec iskrzeniu pod szczotkami, powstającemu z przyczyn mechanicznych, powierzchnia komutatora powinna być szczególnie gładka, a szczotki starannie dotarte [288, 289].

2.2.6.2. Pulsacje żłobkowe jako nośnik informacji diagnostycznej o stanie zespołu napędowego

Zjawisko różnorodnych pulsacji żłobkowych prądnic induktorowych prądu przemiennego jest dobrze znane [308, 309]. Prądnice te nie mają uzwojonego

wirnika – sygnał użyteczny odbierany jest z uzwojenia nawiniętego na stojanie. Wirnik ma żłobki (zęby), dzięki temu odbywa się modulacja natężenia pola magnesów stałych. W prądnicach tych pulsacje żłobkowe są podstawowym zjawiskiem powstawania sygnału diagnostycznego. Ponieważ nie ma w nich uzwojeń w wirniku, jak w klasycznej komutatorowej prądnicy prądu stałego, powstaje tylko zmienna składowa pulsacji żłobkowej i biegunowej (pulsacje komutatorowe nie występują). Z dostępnych informacji wynika, że w celu uzyskania sygnału napięcia wyjściowego maksymalnie zbliżonego do sinusoidy, w prądnicach induktorowych najczęściej stosuje się skośny kształt zęba. Rzadko w prądnicach induktorowych stosowane są wirniki o żłobkach w kształcie jaskółczego ogona albo w kształcie litery T [129, 309÷311]. Powstaje wówczas niesymetryczny kształt napięcia wyjściowego. Tego rodzaju kształt żłobków jest natomiast powszechnie stosowany w klasycznych pokładowych komutatorowych prądnicach prądu stałego – kształt ten gwarantuje możliwość dobrego mechanicznego mocowania (blokowania) uzwojeń w żłobkach wirnika. Przyrosty czasu między przejściami przebiegu pulsacji żłobkowych przez ustalony poziom odniesienia dla prędkości kątowej wirnika prądnicy $\omega_2 = \text{const}$ będą zależne tylko od błędu kątowego nacięcia zębów. Ponieważ błędy te pojawiają się cyklicznie po każdym pełnym obrocie wirnika, łatwo można je odfiltrować. Niezaprzeczalny jest natomiast fakt sztywnego wzajemnego położenia kątowego żłobków względem siebie. W związku z tym, dla $\omega_2 = \text{var}$ przyrosty czasu między kolejnymi przejściami przez poziom $e = 0$ V (po odfiltrowaniu ewentualnych błędów nacięcia żłobków wirnika) będą miarą chwilowych zmian prędkości kątowych wirnika. Opisane własności pulsacji żłobkowych stały się powodem do potraktowania ich jako źródła informacji diagnostycznych o stanie technicznym zespołu napędowego prądnicy, co dało podstawę do opracowania metody FDM-A [25]. Pomiar wartości amplitudy pulsacji żłobkowych umożliwia lokalizowanie przerw w uzwojeniach wirnika. Z danych zebranych podczas badań eksperymentalnych autora [126] wynika, że po zerwaniu uzwojenia następuje zmniejszenie wartości względnej (odniesionej do wartości skutecznej napięcia wyjściowego prądnicy U_w) pulsacji żłobkowych $\delta_{\dot{Z}}$. Wartość tę można wyrazić wzorem:

$$\delta_{\dot{Z}} = \sum_{m=1}^{m=n} \frac{(U\max m - U\min m)100\%)}{\dot{Z}U\mathrm{w}} \tag{2.18}$$

gdzie: m – liczba naturalna, numer kolejnego okresu pulsacji żłobkowych, $U_{\max m}$ – maksymalna wartość chwilowa napięcia składowej pulsacji w danym okresie pulsacji żłobkowych m, $U_{\min m}$ – minimalna wartość chwilowa napięcia składowej pulsacji w danym okresie pulsacji żłobkowych m, $\dot{Z}$ – liczba żłobków wirnika, n – liczba obserwowanych pulsacji.

Równocześnie zachodzą, praktycznie niezauważalne, zwłaszcza dla niższych wartości ω_2, zmiany (zmniejszanie) wartości skutecznej napięcia wyjściowego ΔU_w po zerwaniu uzwojenia. Wartość względna tych zmian przy przerwaniu jednego zwoju wirnika δU_w nie przekracza 0,01%.

2.2.6.3. Pulsacje biegunowe

Zjawisko pulsacji biegunowych można dobrze zaobserwować na krzywej przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy prądu stałego w postaci modulacji obwiedni amplitudy przebiegu napięcia wyjściowego (rys. 2.13). Częstotliwość modulacji jest wprost proporcjonalna do iloczynu liczby biegunów stojana oraz prędkości kątowej wirnika, a głębokość amplitudy proporcjonalna do zmian reluktancji magnetycznej między wirnikiem a stojanem. Sygnał ten niesie informacje o anizotropii blach obwodu magnetycznego prądnicy [129, 309÷311]. Modulacja może spowodować niewielkie błędy pomiaru ΔT_i. Z uwagi na swoją powtarzalność, charakterystyczną dla danego egzemplarza prądnicy, jest łatwa do odfiltrowania. Względną wartość pulsacji biegunowej δ_b można wyrazić wzorem:

$$\delta_b = \{(U_{maxo} - U_{mino})100 / (U_{maxo} + U_{mino})\}_{MAX} \tag{2.19}$$

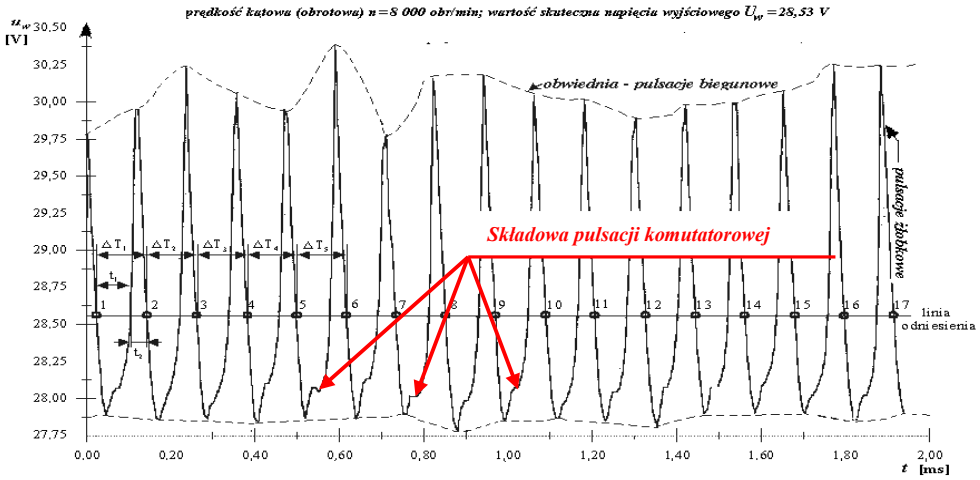
gdzie:

o – liczba naturalna oznaczająca tutaj numer kolejnego okresu pulsacji biegunowej; U_{maxo} – maksymalna wartość chwilowa napięcia składowej pulsacji biegunowej; U_{mino} – minimalna wartość chwilowa napięcia składowej pulsacji w danym okresie o.

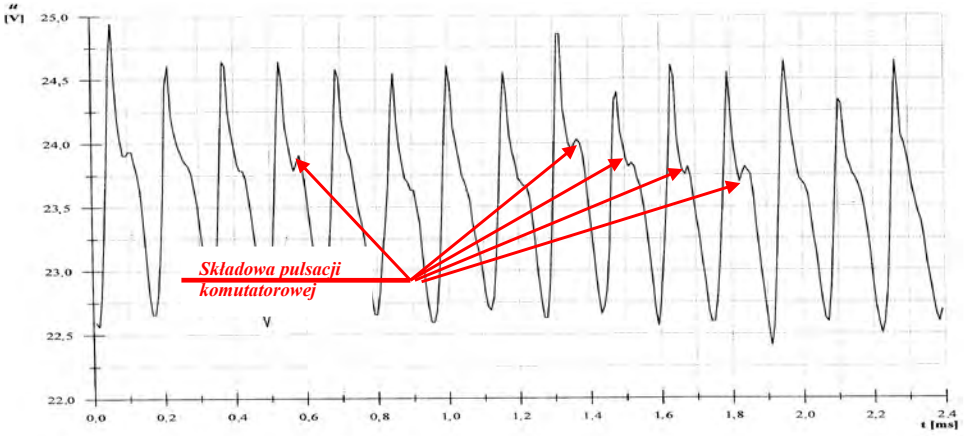
Pulsacje biegunowe niosą ze sobą kilka informacji diagnostycznych [106, 108, 109, 126, 132, 310]:

a) parametr fazy informuje o ewentualnych błędach rozkładu geometrycznego nabiegunników stojana,
b) amplituda pulsacji (przebiegu obwiedni na rys. 2.13 i 2.14) świadczy, ogólnie ujmując, o nierównomierności rozkładu pola magnetycznego pod biegunami magnetycznymi stojana, a w pewnych przypadkach również o zwarciu (rys. 2.15) lub przerwaniu uzwojeń wirnika lub stojana [106, 109, 132, 288, 289]:
   – jeżeli amplituda pulsacji biegunowych osiąga zwiększone wartości zbliżone do amplitudy pulsacji żłobkowych wirnika, oznacza to przeciążenie jednego zwoju na skutek zwiększonej upływności jego izolacji lub częściowego zwarcia z masą albo między zwojami wirnika w danym żłobku (rys. 2.15),

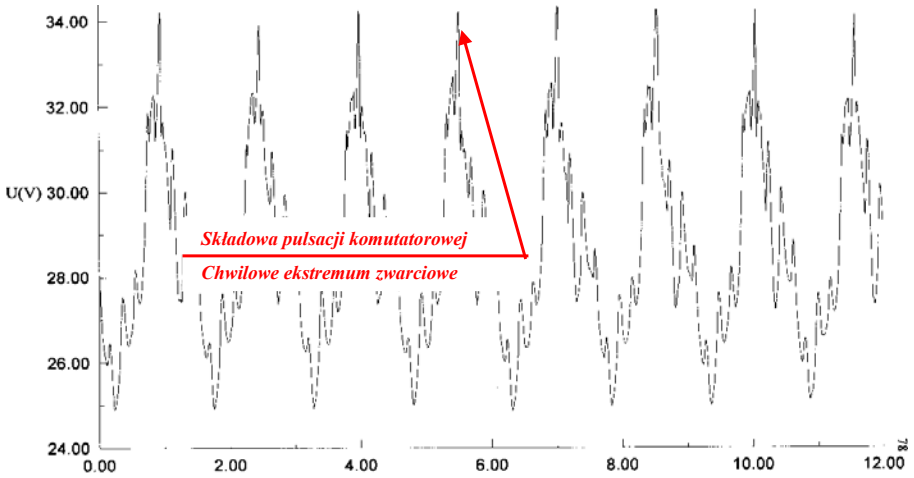
– jeżeli amplituda pulsacji biegunowych (rys. 2.15) osiąga nierównomierne w całym okresie wartości, np. na jeden obrót wirnika jedna wartość szczytowa tej obwiedni ulega zmniejszeniu, oznacza to przeciążenie jednego zwoju na skutek zwiększonej upływności jego izolacji lub częściowego zwarcia do masy albo między zwojami jednego bieguna stojana;
– jeżeli wartość amplitudy pulsacji biegunowych (rys. 2.13) ulega zmniejszeniu równomiernie w całym okresie obrotu wirnika, może to sygnalizować zerwanie uzwojenia wirnika.



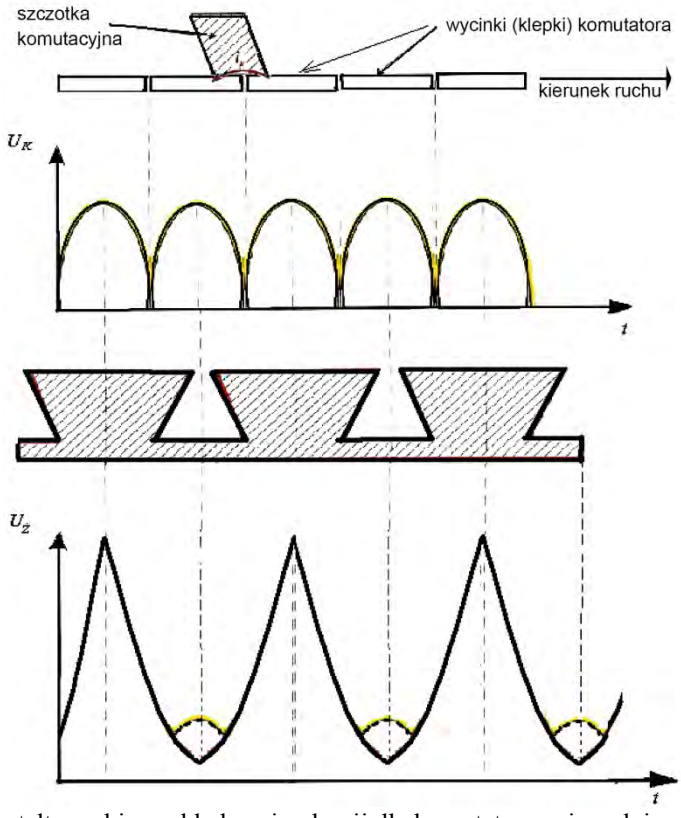
Rys. 2.13. Zmiany składowej napięcia pulsacji dla komutatorowej prądnicy prądu stałego GSR-ST-1200WT przy obciążeniu minimalnym (I≈1A)



Rys. 2.14. Zmiany składowej napięcia pulsacji dla komutatorowej prądnicy prądu stałego GSR-ST-12000WT przy obciążeniu znamionowym (I≈300 A)



Rys. 2.15. Zmiany składowej napięcia pulsacji dla komutatorowej prądnicy prądu stałego GSR-ST-12000WT przy zwarciu uzwojenia w wirniku



Rys. 2.16. Kształt przebiegu składowej pulsacji dla komutatorowej prądnicy prądu stałego

2.2.6.4. Pulsacje komutatorowe

Zjawisko pulsacji komutatorowych (rys. 2.14 i 2.16.d) nie jest na razie wykorzystywane w metodzie FDM-A. Dotychczasowe badania przeprowadzone pod kierunkiem autora [106, 109, 111, 112, 126] wykazały, że wartość amplitudy tych pulsacji jest wprost proporcjonalna do poziomu obciążenia prądowego. Przy przeciążeniach prądnicy prądu stałego amplituda pulsacji komutatorowych przewyższa amplitudę pulsacji żłobkowych. W związku z tym w stanie znacznego obciążenia prądnicy-przetwornika pulsacje komutatorowe byłyby mierzone przez układ pomiarowy – częstotliwość znamionowa byłaby odpowiednio większa i wyrażałaby się wzorem [126, 129, 308÷311]:

$$f_N = \frac{n_N \cdot (\dot{Z} + K)}{60} \tag{2.20}$$

W aktualnych aplikacjach składowa pulsacji jest minimalizowana poprzez nakazowe minimalizowanie obciążenia prądnicy-przetwornika prądu stałego poniżej 10% mocy znamionowej. Przewidziane jest wykorzystanie składowej pulsacji komutatorowej do diagnozowania nie zespołu napędowego, lecz stanu obwodów elektrycznych i magnetycznych prądnicy [49, 288, 289]. Oczywiście wymaga to licznych analiz i badań. Kąt fazowy okresów składowej pulsacji komutatorowych jest zbyt niestabilny w stosunku do kąta fazowego pulsacji żłobkowej. Wynika to zarówno z drgań kątowych szczotek węglowych, jak i z silnie nieliniowych zjawisk związanych z komutacją i z łukiem elektrycznym [288÷289]. Dlatego też składowa pulsacji komutatorowej, na obecnym etapie pracy, jest przez autora uznawana jako sygnał zakłócający. Na rys. 2.16 przedstawiono wzajemne zależności pomiędzy pulsacją komutatorową, żłobkową, położeniem żłobków wirnika i klepek komutatora. Z badań przeprowadzonych podczas zastosowania prądnicy komutatorowej prądu stałego GSR-ST-12000 WT[4] wynika, że przy prądzie obciążenia poniżej 10% wartości znamionowej, amplituda pulsacji komutatorowych jest prawie niezauważalna na tle pulsacji żłobkowych (rys. 2.13 i 2.16.e). Natomiast przy obciążeniu znamionowym pulsacje te są już wyraźnie widoczne na przebiegu napięcia wyjściowego (rys. 2.14). Wartość amplitudy pulsacji komutatorowych osiąga wówczas 60÷80% wartości amplitudy pulsacji żłobkowych. Przesunięcia kątowe poszczególnych półsinusoid pulsacji komutatorowych (rys. 2.13) zmieniają się względem położenia kątowego pulsacji żłobko-

[4] GSR-ST-1200WT – prądnica-rozrusznik stosowana jako podstawowe źródło energii elektrycznej na samolocie myśliwskim MiG-21 wszystkich serii – liczba żłobków wirnika $\dot{Z} = 64$, liczba klepek komutatora $K = 128$.

wych oraz zmieniają swoją amplitudę – ulegają indywidualnym przesunięciom kątowym i amplitudowym podczas wibracji mechanicznych szczotek w uchwycie oraz podczas zmian poziomu obciążenia prądowego prądnicy. W związku z powyższym pulsacje komutatorowe nie mogą być wykorzystywane do diagnozowania zespołu napędowego. Mogą służyć natomiast do diagnozowania węzła komutatorowo-szczotkowego. Przy obciążeniu znamionowym (dla GSR-ST-12000 WT podczas pracy naziemnej wartość prądu znamionowego wynosi $I_N = 300$ A) wartość szczytowa pulsacji komutatorowych osiąga poziom około 60% amplitudy pulsacji żłobkowych (rys. 2.12). Przy zwarciu [108, 110, 132] jednego z uzwojeń wirnika wartość szczytowa pulsacji komutatorowych przekracza kilkakrotnie amplitudę pulsacji żłobkowych (rys. 2.15). Oznacza to, że śledząc przesunięcia fazowe pulsacji komutatorowych, będzie można diagnozować stan węzła komutatorowo-szczotkowego prądnicy. Analizując natomiast zmiany amplitudy, można wykrywać zwarcia w zezwojach [108÷111, 132].

2.2.6.5. Porównanie czułości metod FAM-C i FDM-A

Przed każdym pomiarem metodą FAM-C lub FDM-A diagnosta powinien dokładnie przeanalizować, jaką częstotliwość zjawiska mechanicznego jest w stanie ocenić, badając częstotliwość zmian napięcia wyjściowego prądnicy. Dla prądnicy prądu przemiennego częstotliwość znamionową f_N można wyrazić wzorem (2.13). Dla prądnicy prądu stałego częstotliwość pulsacji żłobkowej można wyrazić wzorem (2.16).

Tak więc prądnica prądu przemiennego, np. prądnica GŻ-30 z MiG-29, o stabilizowanej hydraulicznie wejściowej prędkości obrotowej 12 000 obr/min, generująca $f_N = 400$ Hz (tj. czas trwania półsinusoidy $\Delta t_N = 1{,}25$ ms) może służyć do analizy zmian prędkości kątowej o częstotliwości nie wyższej niż $f_{gr} = 320$ Hz. Tak niska częstotliwość próbkowania elektromechanicznego [129] jest przeważnie wystarczająca do analizy stanów quasi-rezonansowych struktur skrzyń napędowych w skali makro, jest natomiast zwykle niewystarczająca do analizy drgań związanych z pracą kół zębatych lub łożysk tocznych. Już z samych założeń konstrukcyjnych luzy międzyzębne mają wartość zależną od modułu zęba (wg [18, 56, 152, 169, 245], luz ten „...zwykle zawiera się w granicach 0,03 do 0,07 wartości modułu…"). Koła zębate mają zwykle od 8 do 200 i więcej zębów, dlatego też tyle razy w ciągu obrotu objawiają się poszczególne luzy międzyzębne. Tak więc przy znamionowej prędkości obrotowej wirnika prądnicy $n_N = 100$ obr/s i kinematycznie z nią związanego koła zębatego o 10 zębach w ciągu 10 milisekund wirnik dokona pełnego obrotu (o 360°). Co 1 milisekundę zaznaczą się wyhamowania o czasie trwania od 0,03 ms do 0,07 ms, tj. średnio 50 μs, zakres ten został przyjęty wstępnie jako zakres (klasa) rozdzielczości „po-

miaru" luzów. Dla spełnienia warunku Kotielnikowa–Shannona (częstotliwość probiercza musi być co najmniej 2,5-krotnie wyższa od badanej [210, 264, 305, 306]) czas trwania półsinusoidy częstotliwości znamionowej f_N (obliczanej jako iloczyn liczby par biegunów i prędkości znamionowej) musi być 2,5-krotnie krótszy od maksymalnego przyrostu czasu (Δt_c) w okresie f_{od} wyhamowywania wirnika podczas wybierania luzu międzyzębnego. Czas trwania półsinusoidy częstotliwości f_N musiałby wynosić co najmniej $1/2f_N$ 50 μs : 2,5 = 20 μs. Taki czas trwania zapewni prądnica o liczbie biegunów p = 10 ms ÷ 20 μs = 500 biegunów, tj. o liczbie par biegunów p = 250. Przy założeniu rozdzielczości pomiaru luzów 0,03 $\boldsymbol{m}$[5], czas trwania półsinusoidy o częstotliwości znamionowej musiałby wynosić co najmniej 30 μs/2,5 = 16 μs; stąd niezbędna byłaby prądnica o liczbie biegunów $2p \cong 700$ biegunów, tj. p = 350 par biegunów. Z tablicy 1 wynika, że warunek ten nie jest spełniony dla żadnej z istniejących prądnic lotniczych. Należy więc przyjąć niższą klasę rozdzielczości, która będzie łatwiejsza do spełnienia dla konstrukcji prądnic lotniczych.

Tablica 1

Minimalna liczba par biegunów prądnicy-przetwornika niezbędna do wykrycia luzów międzyzębnych o zadanej rozdzielczości pomiaru luzów

Liczba zębów	10					30				
Założona rozdzielczość	0,05 ***m***	0,10 ***m***	0,20 ***m***	0,50 ***m***	0,70 ***m***	0,05 ***m***	0,10 ***m***	0,20 ***m***	0,50 ***m***	0,70 ***m***
Minimalna liczba par biegunów	250	125	62	25	16	750	375	186	75	48

Tak więc dla prądnicy GSR-ST-12000WT o 64 żłobkach możliwy jest pomiar wartości luzów koła 30-zębnego z rozdzielczością co najwyżej 0,55 wartości modułu. Za pomocą tej prądnicy można więc wykryć jedynie duże (powyżej 50%) wykruszenia zębów. Porównania przebiegów napięcia wyjściowego otrzymanych z prądnic prądu stałego oraz z prądnic prądu przemiennego wykazuje znaczną różnicę czasów trwania okresów pulsacji [127, 129]. Wynika to z różnic konstrukcyjnych tych prądnic. W praktyce eksploatacyjnej podczas jednego pełnego obrotu wirnika prądnicy prądu stałego indukuje się od kilku do kilkudziesięciu okresów napięcia wyjściowego więcej niż podczas jednego pełnego obrotu wirnika prądnicy prądu przemiennego. Proporcjonalnie do tych zależności kształtuje się rozdzielczość metod FAM-C i FDM-A dla poszczególnych typów prądnic.

[5] Zapis: „0,03***m***", oznacza wartość 3% wartości podziałki modułowej „***m***".

2.2.7. Podsumowanie opisu metod FAM-C I FDM-A

W niniejszym rozdziale przedstawiono opis metod FAM-C oraz FDM-A. Opisano najpierw przesłanki teoretyczne i praktyczne wynikające z praktyki eksploatacyjnej autora, które to zainspirowały go do utworzenia układów pomiarowych FAM-C oraz FDM-A, a także do ich zastosowania praktycznego. Opisano sposób realizacji pomiaru i analizy diagnostycznej. Znaczną uwagę poświęcono zjawiskom fizycznym zachodzącym w prądnicach. Prądnice te pełnią funkcję przetworników dla przedmiotowych metod diagnostycznych. Niniejszy rozdział ma charakter rozważań analitycznych niezbędnych dla zrozumienia idei działania metod FAM-C i FDM-A. Po zgromadzeniu materiału analitycznego czas na syntezę ujętych tu wątków. Będzie to jednocześnie próba sformułowania hipotezy (zbioru hipotez).

2.3. Hipotezy pracy – cechy diagnostyczne prądnic-przetworników i ich zastosowanie w metodach FAM-C i FDM-A

2.3.1. Specyficzne cechy wykorzystywane na etapie próbkowania pierwotnego (elektromaszynowego)

CECHA PODSTAWOWA

Każda prądnica synchroniczna prądu stałego lub przemiennego sprzężona cięgłem sztywnym (o ograniczonej dyssypacji energii) z zespołem napędowym jest przetwornikiem dyskretno-częstotliwościowym dynamiki ruchu par kinematycznych tego zespołu, umożliwiającym dozorowanie jego stanu technicznego.

C1. Cecha dodatkowa nr 1 – dotyczy zjawisk dynamiki w zespole napędowym obserwowalnym metodami FAM-C i FDM-A. Para kinematyczna jest obserwowalna w poniższych uwarunkowaniach:

1) Obserwowana para kinematyczna jest w torze głównym przekazywania mocy mechanicznej pomiędzy pierwotnym źródłem energii (np. turbiną gazodynamiczną a prądnicą-przetwornikiem) – wywołuje ona zmodulowania częstotliwościowo-fazowe w prądnicy-przetworniku.
2) Obserwowana para kinematyczna jest położona poza torem głównym przekazywania mocy mechanicznej (położona w torze bocznym) – może wywoływać zmodulowania częstotliwościowo-fazowe w prądnicy-przetworniku, jeśli moment bezwładności tej pary (energia drgań tej pary) jest wystarczająco du-

ży, aby zmodulować łańcuch kinematyczny pomiędzy torem bocznym a prądnicą-przetwornikiem.

C2. Cecha dodatkowa nr 2 – dotyczy przetwarzania zjawisk dynamiki w zespole napędowym przez prądnicę-przetwornik:

1) Każda prądnica-przetwornik ma swoją częstotliwość znamionową (przy danej znamionowej prędkości obrotowej), którą wprost można uznać za częstotliwość próbkowania („elektromaszynowego") w sensie twierdzenia Kotielnikowa-Shannona.
2) Jednocześnie częstotliwość znamionową prądnicy-przetwornika można uznać wprost jako częstotliwość nośną w.cz. zgodnie z teorią modulacji [230].
3) Wirnik prądnicy-przetwornika obraca się synchronicznie ze swoją prędkością wejściową.
4) Wałek wejściowy jest sumatorem drgań kątowych ($\omega_j = \omega_{Nj} \pm \Delta\omega_j$) od poszczególnych *j*-tych par kinematycznych dozorowanego zespołu napędowego (w tym częstotliwości podnośnych ω_{Nj} poszczególnych par kinematycznych otrzymywanych ze schematu kinematycznego oraz drgań $\Delta\omega_j$ zależnych od wielkości i typu wady mechanicznej).
5) Przebiegi pulsacji podnośnych (częstotliwości znamionowych poszczególnych par kinematycznych) $\omega_{Nj}(t)$ oraz przebiegi drgań $\Delta\omega_j(t)$ (zależnych od wielkości i typu wady mechanicznej poszczególnych par kinematycznych) są ze sobą zsynchronizowane.
6) Z p. 3÷5 wynika, że zmodulowania częstotliwości otrzymywane na wyjściu (w napięciu wyjściowym) prądnicy-przetwornika niosą synchroniczne zależności o wartości pulsacji: $\omega_j(t) = \omega_{Nj}(t) \pm \Delta\omega_j(t)$.

C3. Cecha dodatkowa nr 3 – dotyczy procesu detekcji sygnału emitowanego przez prądnicę-przetwornik (realizowanego po dokonaniu próbkowania wtórnego – podrozdział 2.3.2). Podczas detekcji sygnału wyemitowanego (do sieci elektrycznej) przez prądnicę przetwornik metodami FAM-C i FDM-A[6] można:

- usunąć falę nośną,
- utworzyć zobrazowania zbiorów charakterystycznych poszczególnych par kinematycznych,
- zidentyfikować poszczególne pary kinematyczne na podstawie ich częstotliwości podnośnych (m.in. na podstawie schematu kinematycznego dozorowanego zespołu napędowego),

[6] Dodatkowo w metodzie FDM-A (w odróżnieniu od metody FAM-C) usuwana jest składowa stała sygnału emitowanego przez prądnicę-przetwornik.

- zidentyfikować pasma zajmowane przez poszczególne zbiory charakterystyczne odzwierciedlające pary kinematyczne na podstawie teorii rozpoznawania obrazów [5, 73, 221].

C4. Cecha dodatkowa nr 4 – dotyczy analizy sygnału emitowanego przez prądnicę-przetwornik. W celu dokonania identyfikacji zużycia poszczególnych par kinematycznych niezbędne jest:

1) Obliczenie wartości wysokości poszczególnych zbiorów charakterystycznych.
2) Określenie (obliczenie) granic (górnej i dolnej granicy) pasm zajmowanych przez poszczególne pary kinematyczne.
3) Wyznaczenie z 2 i 3 współczynników charakteryzujących dynamikę ruchu poszczególnych par kinematycznych.
4) Podjęcie analizy stanu technicznego poszczególnych par kinematycznych dozorowanego zespołu napędowego na podstawie porównania z wzorcami-modelami (rozdział 3 niniejszego opracowania: *Związki pomiędzy poszczególnymi wadami par kinematycznych mechanicznych zespołów napędowych ze zobrazowaniami w metodach FAM-C i FDM-A*).
5) Analiza błędów (rozdział 4 niniejszego opracowania: *Właściwości metrologiczne metod FAM-C i FDM-A*).
6) Analiza strukturalna stopnia wpływu stanu technicznego poszczególnych par kinematycznych na stan zagrożenia całego zespołu napędowego (rozdziały 5 i 6 niniejszego opracowania).

W celu zweryfikowania powyższych cech wykonano:

a) Pomiary zmodulowań dyskretno-częstotliwościowych za pomocą „seryjnej" aparatury FAM-C lub FDM-A na obiektach rzeczywistych lub ich modeli fizykalno-mechanicznych lub fizykalno-elektronicznych:
   – eksperymenty czynne na zespołach napędowych (zadawanie wymierzonych uszkodzeń mechanicznych i obserwacja zmodulowań z sygnałów prądnicy-przetwornika),
   – eksperymenty czynne na modelach fizykalnych zespołów napędowych w laboratorium ITWL (zadawanie wymierzonych uszkodzeń mechanicznych i obserwacja zmodulowań z sygnałów prądnicy-przetwornika),
   – eksperymenty czynne na modelach fizykalnych elektronicznych w postaci układu złożonego z generatorów i przetworników w laboratorium ITWL emitujących zmodulowania częstotliwości analogiczne jak prądnica określonego typu przy określonych wadach mechanicznych zespołu napędowego,
   – eksperymenty bierne na zespołach napędowych – obserwacja zmodulowań z sygnałów prądnicy-przetwornika obiektu w czasie eksploatacji z dozorowaniem [20] za pomocą FAM-C lub FDM-A (z wyciąganiem

wniosków o stanie zużycia elementów zespołu napędowego), a następnie demontaż podzespołu i pomiary mechaniczne.

b) Analizy matematyczno-fizyczne:
   - modelowanie matematyczne,
   - analizy porównawcze z wcześniej ugruntowaną wiedzą w technice diagnostycznej (niż FAM-C i FDM-A), m.in. z metodami TTM.

W metodach FAM-C [88] i FDM-A [25] wykorzystano ideę TTM, która bazuje na obliczaniu przyrostów czasu pomiędzy pojawieniem się kolejnego elementu fizycznego pod czujnikiem. W klasycznej TTM tym elementem fizycznym jest łopatka turbiny lub sprężarki – w metodach FAM-C i FDM-A odpowiada mu ząb wirnika.

Prądnica-przetwornik ma swój wirnik ze żłobkami i stojan z nabiegunnikami. Uzębiony wirnik to analog łopatek w TTM, zaś stojan – analog czujników w TTM. „Czujniki" w FAM-C i FDM-A tworzą zamknięty, równomiernie rozstawiony pierścień. Jednocześnie żłobki stanowią analog łopatek w TTM. Jak wcześniej zaznaczono, żłobki prądnicy-przetwornika mają znacznie wyższą sztywność mechaniczną. Dlatego też, o ile w klasycznym TTM odzwierciedlone są tylko lokalne zjawiska spectrum jitterów drgań łopatek (turbiny lub sprężarki), o tyle w FAM-C i FDM-A odzwierciedlone są jittery różnych drgań par kinematycznych dozorowanego zespołu napędowego, tj. wielu elementów spoza lokalnych spectrum jitterów drgań zębów prądnicy-przetwornika:

$$\{\zeta\Delta\omega_1 + \omega_{1N}, \zeta\Delta\omega_2 + \omega_{2N}, \zeta\Delta\omega_3 + \omega_{3N}, \ldots, \zeta\Delta\omega_j + \omega_{jN}, \ldots, \zeta\Delta\omega_m + \omega_{mN}\} \qquad (2.21)$$

przy czym: $\omega_{kN}=2\pi f_{kN}$

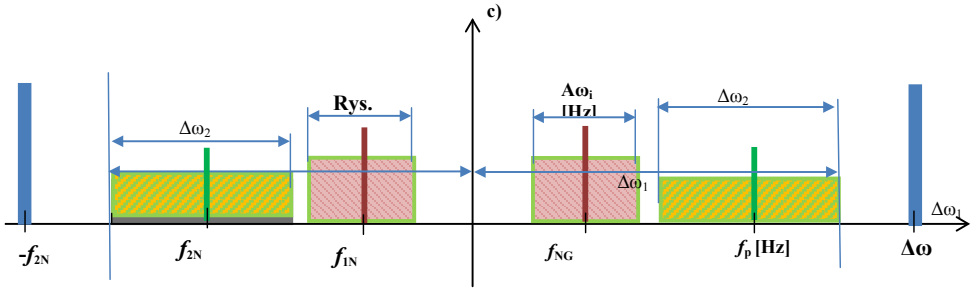
gdzie:

m – liczba obserwowanych (dozorowanych) par kinematycznych, f_{jN} – częstotliwość podnośna pary kinematycznej nr j.

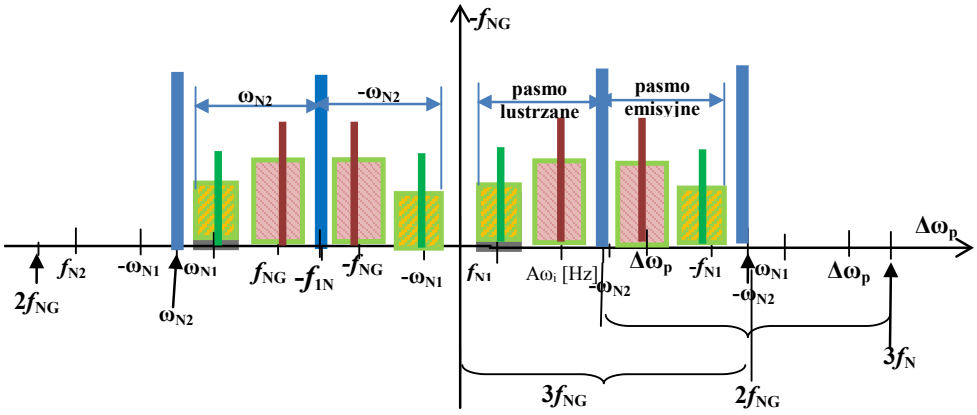
Drgania te można przedstawić, zgodnie z literaturą [155, 228, 229], w postaci wstęgi górnej i dolnej z zerowym prążkiem fali nośnej (rys. 2.17). Wstęga składa się ze skorelowanych pasm jitterów (różnych drgań różnych par kinematycznych dozorowanego zespołu napędowego) $\zeta\Delta\omega_j$i ich pulsacji podnośnych ω_{jN}. Prądnica-przetwornik przenosi drgania jitterów drgań m.cz. różnych węzłów łożyskowych (pary kinematycznej) w pasmo w.cz., dzięki czemu zyskuje się ich odporność na wszelkiego rodzaju zakłócenia. Uzyskuje się sygnał w.cz.:

$$2\pi f\mathrm{NG} + \sum_{j=1}^{j=m} \pm(\zeta\Delta\omega_1 + \omega_{1\mathrm{N}}) \pm (\zeta\Delta\omega_2 + \omega_{2\mathrm{N}}) \pm \cdots \pm \left(\zeta\Delta\omega_{\mathrm{j}} + \omega_{\mathrm{jN}}\right) \ldots \pm (\zeta\Delta\omega_{\mathrm{m}} + \omega_{\mathrm{mN}}) \quad (2.20)$$

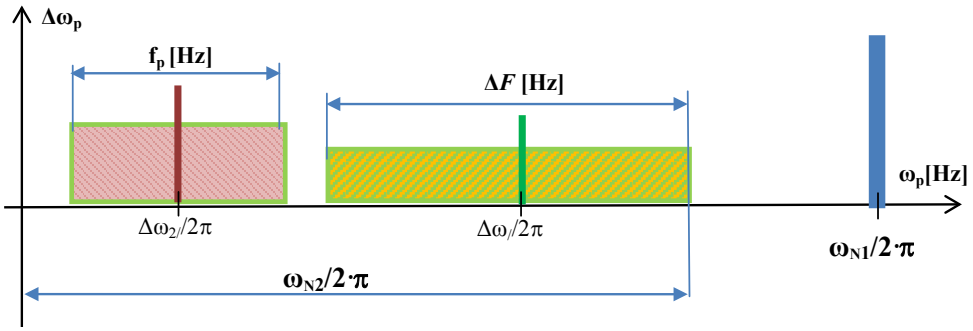
dla par kinematycznych (j = 1÷m) badanego zespołu napędowego. Tworzy się więc, zgodnie z teorią teletransmisji i radiotechniki, prążek główny f_{jN} wraz ze wstęgami bocznymi $\Delta\omega_j$ symetrycznymi względem f_{jN} (rys. 2.18).



Rys. 2.17. Pierwotne prążki sygnału diagnostycznego – wahania prędkości poszczególnych (dwóch) par kinematycznych dozorowanego zespołu napędowego: $\Delta\omega_1$, $\Delta\omega_2$ – pasma zmian chwilowej prędkości obrotowej (odzwierciedlające pasma zmian prędkości obrotowej Δn_1, Δn_2) poszczególnych par kinematycznych (nr 1, nr 2) badanego zespołu napędowego; f_{1N}, f_{2N} – częstotliwości podnośne (znamionowe) poszczególnych par kinematycznych (nr 1, nr 2) badanego zespołu napędowego



Rys. 2.18. Związki pomiędzy prążkiem głównym „fali" nośnej generowanej przez prądnicę-przetwornik (f_{NG}) a częstotliwościami podnośnymi poszczególnych par kinematycznych badanego zespołu napędowego: $\Delta\omega_1$, $\Delta\omega_2$ – pasma zmian chwilowej prędkości obrotowej (odzwierciedlające pasma zmian prędkości obrotowej Δn_1, Δn_2) poszczególnych par kinematycznych (nr 1, nr 2) badanego zespołu napędowego; f_{1N}, f_{2N} – częstotliwości podnośne poszczególnych par kinematycznych (nr 1, nr 2) badanego zespołu napędowego



Rys. 2.19. Zobrazowania po detekcji FAM-C lub FDM-A: $\Delta\omega_1$, $\Delta\omega_2$ – pasma zmian chwilowej prędkości obrotowej (odzwierciedlające pasma zmian prędkości obrotowej Δn_1, Δn_2) poszczególnych par kinematycznych (nr 1, nr 2) badanego zespołu napędowego; f_{1N}, f_{2N} – częstotliwości podnośne (znamionowe) poszczególnych par kinematycznych (nr 1, nr 2) badanego zespołu napędowego

Po wykonaniu demodulacji prążek o częstotliwości nośnej f_{NG} zostaje usunięty i zostają poddawane analizie pasma poszczególnych par kinematycznych wraz ze związanymi z nimi częstotliwościami podnośnymi (rys. 2.19). Zgodnie z twierdzeniem Kotielnikowa-Shannona [124, 127, 129, 155, 231, 303, 306] przy próbkowaniu niezsynchronizowanym maksymalna częstotliwość rozróżnialna przez metodę byłaby określona zależnością:

$$f_{max} < 0{,}5 \cdot f_N \tag{2.23}$$

gdzie:

f_{max} – maksymalna częstotliwość (górna częstotliwość graniczna obserwowalności prądnicy-przetwornika), f_N – częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika.

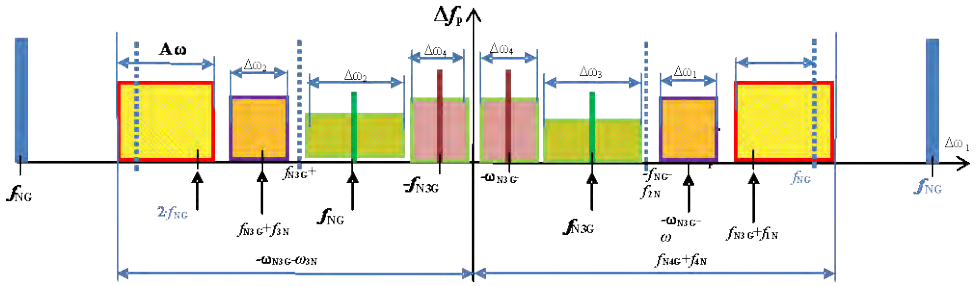
Pierwsze próbkowanie jest próbkowaniem elektromaszynowym, które jest zsynchronizowane z obserwowanymi wahaniami prędkości obrotowej badanego zespołu napędowego [129], więc górna częstotliwość rozpoznawanego pierwotnego sygnału diagnostycznego f_{max} przesunie się znacznie w górę (w stosunku do warunku Kotielnikowa-Shannona). Według eksperymentów praktycznych autora próbkowanie osiąga poziom:

$$\frac{f_{max}}{f_{NG}} \approx 0{,}83\, f_{NG} \tag{2.24}$$

Dolny poziom z kolei jest ograniczony możliwościami technicznymi urządzeń realizujących próbkowanie wtórne [129] – jest limitowany pojemnością karty licznikowej i szybkością przesyłu poszczególnych paczek impulsów z karty

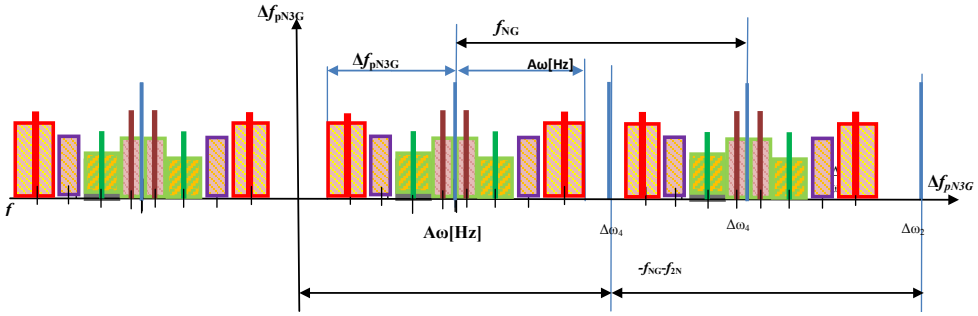
licznikowej do pamięci komputera oraz koniecznością wyzerowania[7] układu bramkowania impulsów (uruchamianego w przystawce elektronicznej, w chwili przejścia sygnału napięcia wyjściowego prądnicy przez poziom zero) [161].

Dla fizycznej konfiguracji pomiarowej prądnic-przetworników w postaci wielofazowej można uzyskać znacznie większą wartość f_{max}, tj. górnej granicy obserwowalności. Dokonuje się tego poprzez złożenie wektorów fazowych na jednej osi czasu (czyli w praktyce pomiarowej poprzez jednoczesne pomiary kolejnych przyrostów czasu na każdej z faz prądnicy przetwornika jednocześnie i niezależnie), a następnie podawanie tych danych na jedną oś czasu. Tak więc dla trójfazowej konfiguracji pomiarowej uzyskujemy trzykrotny wzrost częstotliwości nośnej prądnicy-przetwornika (w stosunku do pomiaru jednofazowego) [129], co pokazano na rys. 2.20–2.22. Można więc obserwować przebiegi o trzykrotnie większym zakresie spektrum częstotliwościowego.

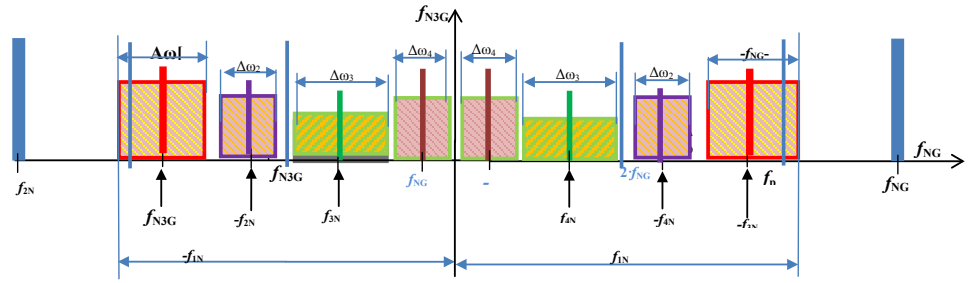


Rys. 2.20. Związki pomiędzy prążkiem głównym „fali" nośnej generowanej przez trójfazową prądnicę-przetwornik (f_{N3G}) a częstotliwościami podnośnymi poszczególnych par kinematycznych badanego zespołu napędowego – podstawowy zespół zbiorów charakterystycznych: $\Delta\omega_1$, $\Delta\omega_2$, $\Delta\omega_3$, $\Delta\omega_4$, $\Delta\omega_5$ – pasma zmian chwilowej prędkości obrotowej (odzwierciedlające pasma zmian prędkości obrotowej Δn_1, Δn_2 , Δn_3, Δn_4, Δn_5) poszczególnych par kinematycznych (nr 1, nr 2, nr 3, nr 4, nr 5) badanego zespołu napędowego; $f_{1N}, f_{2N}, f_{3N}, f_{4N}, f_{5N}$ – częstotliwości podnośne (znamionowe) poszczególnych par kinematycznych (nr 1, nr 2, nr 3, nr 4, nr 5) badanego zespołu napędowego, f_{NG} – częstotliwość znamionowa prądnicy trójfazowej w konfiguracji pomiarowej jednofazowej, f_{N3G} – częstotliwość znamionowa prądnicy trójfazowej w konfiguracji pomiarowej trójfazowej

[7] W [161], s. 157, czas ten jest określany „czasem martwym". Stwierdzono tam również, że „… stosując szybkie układy logiczne można zmniejszyć czas martwy do wartości rzędu mikrosekund, niezależnie od wybranej wartości czasu próbkowania… Czas martwy może mieć pewien wpływ na statystykę pomiarów i dlatego konieczna jest znajomość wartości czasu martwego, szczególnie gdy stosuje się bardzo krótkie czasy próbkowania …".



Rys. 2.21. Związki pomiędzy prążkiem głównym „fali" nośnej generowanej przez trójfazową prądnicę-przetwornik (f_{N3G}) a częstotliwościami podnośnymi poszczególnych par kinematycznych badanego zespołu napędowego – pełny (rozszerzony) zespół zbiorów charakterystycznych: $\Delta\omega_1$, $\Delta\omega_2$, $\Delta\omega_3$, $\Delta\omega_4$ – pasma zmian chwilowej prędkości obrotowej (odzwierciedlające pasma zmian prędkości obrotowej Δn_1, Δn_2 , Δn_3, Δn_4, Δn_5) poszczególnych par kinematycznych (nr 1, nr 2, nr 3, nr 4, nr 5) badanego zespołu napędowego; f_{1N}, $f_{2N}$$f_{3N}$, $f_{4N}$$f_{5N}$ – częstotliwości podnośne (znamionowe) poszczególnych par kinematycznych (nr 1, nr 2, nr 3 nr 4, nr 5) badanego zespołu napędowego, f_{NG} – częstotliwość znamionowa prądnicy trójfazowej w konfiguracji pomiarowej jednofazowej, f_{N3G} – częstotliwość znamionowa prądnicy trójfazowej w konfiguracji pomiarowej trójfazowej



Rys. 2.22. Zobrazowania po detekcji pomiaru trójfazowego FAM-C: $\Delta\omega_1$, $\Delta\omega_2$, $\Delta\omega_3$, $\Delta\omega_4$ – pasma zmian chwilowej prędkości obrotowej (odzwierciedlające pasma zmian prędkości obrotowej Δn_1, Δn_2 , Δn_3, Δn_4, Δn_5) poszczególnych par kinematycznych (nr 1, nr 2, nr 3, nr 4, nr 5) badanego zespołu napędowego; f_{1N}, f_{2N} f_{3N}, f_{4N} f_{5N} – częstotliwości podnośne (znamionowe) poszczególnych par kinematycznych (nr 1, nr 2, nr 3 nr 4, nr 5) badanego zespołu napędowego, f_{NG} – częstotliwość znamionowa prądnicy trójfazowej w konfiguracji pomiarowej jednofazowej, f_{N3G} – częstotliwość znamionowa prądnicy trójfazowej w konfiguracji pomiarowej trójfazowej

Przy wykorzystywaniu konfiguracji wielofazowych jednocześnie zwiększa się liczba obserwowanych zbiorów charakterystycznych – widoczne stają się zbiory charakterystyczne par kinematycznych o wyższych częstotliwościach podnośnych (f_{jN}) oraz o szerszym spektrum wahań ($\Delta\omega_j$).

Zarówno przy konfiguracji pomiarowej jednofazowej, jak i wielofazowej częstotliwości podnośne poszczególnych zbiorów charakterystycznych na osi odciętych 0-f_p są w tych samych miejscach.

2.3.2. Specyficzne cechy FAM-C i FDM-A możliwe do wykorzystania na etapie próbkowania wtórnego

Próbkowanie wtórne jest realizowane w typowy dla TTM sposób poprzez zliczanie liczby impulsów f_s zegara podstawy czasu pomiędzy kolejnymi przejściami przez zero przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika [99, 129, 302, 303]. W prądnicy-przetworniku wcześniej (w próbkowaniu pierwotnym, tj. elektromaszynowym) dokonała się dyskretyzacja spektrum zmian modulacji mechanicznych dozorowanego zespołu napędowego i zakodowała je w postaci zmian przyrostów czasu przejścia przez poziom zero. Próbkowanie elektromaszynowe ma wiele naturalnych zalet, z których za najważniejszą należy uznać synchronizm zjawisk mechanicznych z elektrycznymi. Próbkowanie wtórne ma na celu określenie tych zmian i ich przetransponowanie w sposób zrozumiały dla maszyny cyfrowej. Obecnie autor stosuje tylko próbkowanie równomierne, które nie jest zsynchronizowane z przebiegiem napięcia badanego. Jednakże w przyszłości korzystne byłoby, gdyby podczas chwilowego zwiększenia częstotliwości (w stosunku do częstotliwości znamionowej) częstotliwość zegara podstawy czasu f_s ulegała zwiększaniu[8] i odwrotnie [29, 303]. W ten sposób wyrównałby się błąd hiperbolicznej zależności pomiędzy przyrostami czasu a częstotliwością.

$$f_{\mathrm{ik}} = \frac{1}{\zeta_s + \Delta t_{\mathrm{i}}} \tag{2.25}$$

gdzie:

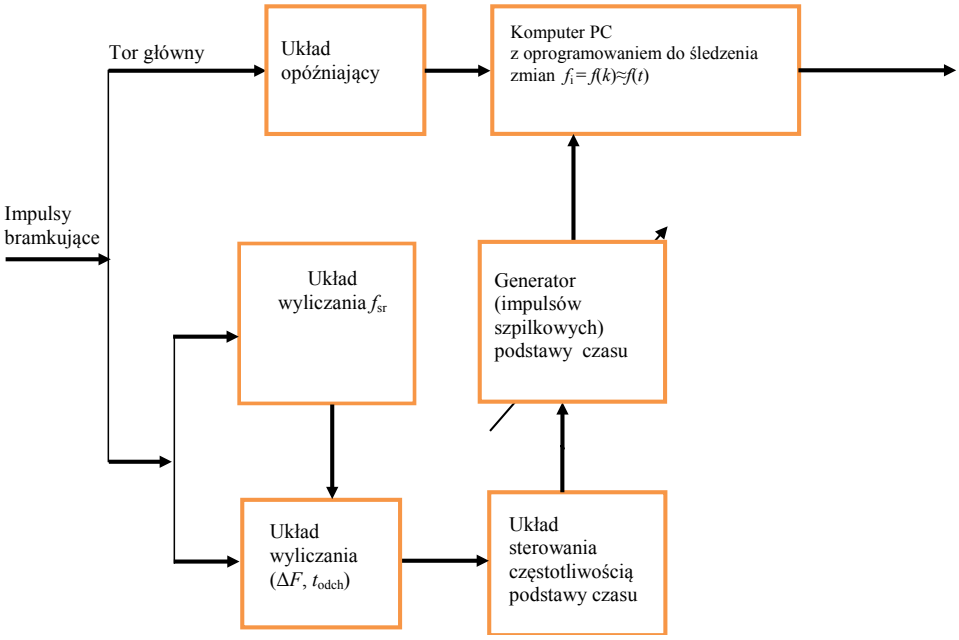
ζ_s – drżenie fazy impulsów zegara podstawy czasu, Δt_{i} – przyrost czasu pomiędzy kolejnymi przejściami przez poziom zero napięcia prądnicy-przetwornika, określany liczbą impulsów zegara podstawy czasu.

Z powodu takiej zależności amplituda wahań składowych wysokoczęstotliwościowych ulega stłumieniu, co objawia się w niższej (zaniżonej w stosunku do rzeczywistych) wysokości zbiorów charakterystycznych o wysokich, zbliżonych do częstotliwości znamionowej prądnicy-przetwornika, wartościach częstotliwości podnośnych. Wspomniane uzmiennienie częstotliwości podstawy czasu było-

[8] [60], s. 25, „…przedziały kwantyzacji powinny być krótsze dla małych amplitud, a dłuższe dla dużych…”.

by możliwe, gdyby na wejściu karty licznikowej w torze głównym (rys. 2.23) przyłączyć linię opóźniającą. W torze pomocniczym natomiast odbywałoby się wstępne rozpoznanie dewiacji częstotliwości (ΔF) i czasu trwania odchylenia (t_{odch}). W ten sposób zmniejszony zostałby błąd pomiarowy częstotliwości i czasu odchylenia. Dla podwyższonych wartości ΔF i zmniejszonych t_{odch} częstotliwość generatora podstawy czasu f_s byłaby zwiększana. Ideałem byłoby, gdyby liczba impulsów podstawy czasu była w przybliżeniu jednakowa przy różnych przyrostach czasu. Jednocześnie korzystne byłoby, gdyby moment uruchomienia zmiany częstotliwości był zsynchronizowany z momentem najbliższego przejścia przebiegu napięcia prądnicy-przetwornika przez poziom zero.

Zgodnie z systematyką spotykaną w literaturze, wady elementów lub podzespołów napędowych mogą być wywołane błędami popełnionymi w trakcie procesu produkcyjnego (błędy obróbki, montażu) lub mogą powstawać w procesie eksploatacji (zużycie tribologiczne elementów na współpracujących płaszczyznach styku, pęknięcia zmęczeniowe, odkształcenia temperaturowe). Dla uproszczenia nazewnictwa błędy procesu produkcyjnego nazwano wadami montażowymi, zaś wady powstające na skutek zużycia elementów w trakcie eksploatacji nazwano wadami zużyciowymi [129, 130, 176, 179].



Rys. 2.23. Węzeł przestrajania częstotliwości generatora podstawy czasu dla układu pozyskiwania zobrazowań (ΔF,f_p) – projekt – schemat blokowy obiegu sygnałów

Pojęcia te autor utworzył tylko na użytek diagnostyki w celu usystematyzowania procesu lokalizowania i określania wielkości pewnych wad mechanicznych w procesie diagnostycznymi [129]. Do wad montażowych według tak przyjętej systematyki można wstępnie zaliczyć:

- wadę mimośrodowości,
- wadę przekoszenia,
- wadę niewspółosiowości i „niewspółcylindryczności" podpór łożyskowych wirnika,
- przekoszenie czopa łożyska,
- zmniejszone luzy promieniowe łożyska tocznego na skutek zwiększonego zacisku montażowego.

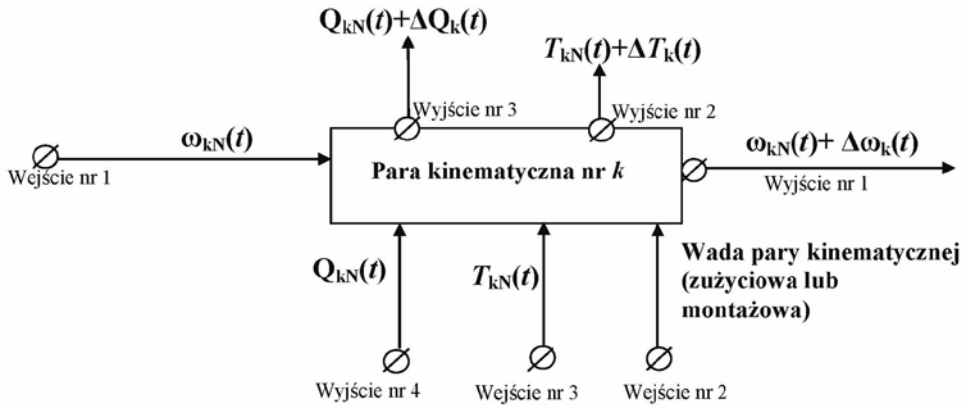
Do wad zużyciowych natomiast można przykładowo zaliczyć:

- zwiększone luzy obwodowe połączeń,
- zwiększone luzy międzyzębne,
- nieciągłość zazębienia sprzęgła jednokierunkowego,
- zwiększone luzy promieniowe łożyska.

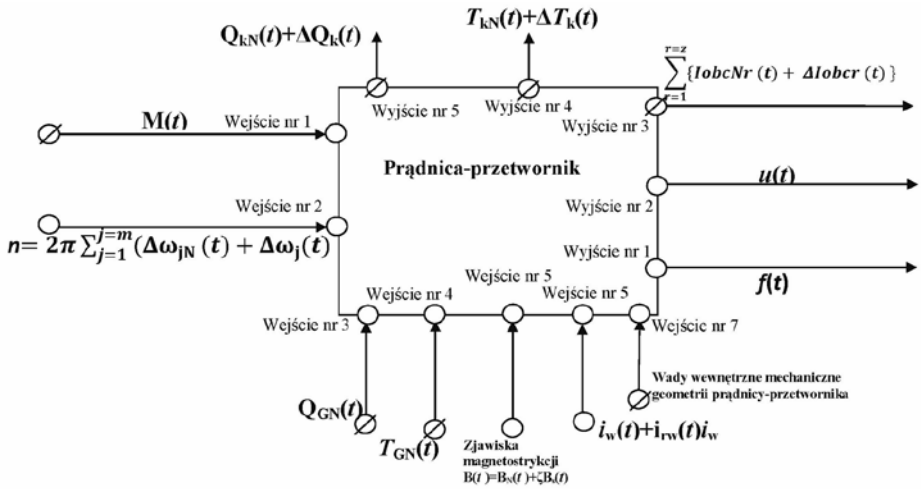
Idea metody opiera się na modulowaniu prędkości kątowej przez wadliwą parę kinematyczną zgodnie z [127, 129] (rys. 2.24) oraz przenoszeniu tych zmodulowań prędkości kątowej od uszkodzonego elementu mechanicznego do wirnika prądnicy-przetwornika. W prądnicy zmodulowania te są przetwarzane na modulację częstotliwości napięcia wyjściowego. Każdy typ prądnicy-obserwatora ma ściśle określone pasmo obserwacji. Jest to schemat w skali mikro prezentujący wstępnie ideę przedstawioną w [127] obserwacji pojedynczego ogniwa kinematycznego, z dozorowanego mechanicznego zespołu napędowego, przez jedną prądnicę-obserwator (rys. 2.25). Na obecnym etapie prac badawczych prowadzonych przez autora oba modele (pojedynczego ogniwa kinematycznego oraz pojedynczej prądnicy-przetwornika) okazały się daleko niewystarczające. Aplikacje wprowadzone przez ostatnie dziewięć lat istotnie się rozwinęły – zastosowano równoległe pomiary z kilku pokładowych prądnic-przetworników jednocześnie przy różnej ich konfiguracji fazowej. Należy więc problem diagnozowania zespołów napędowych przy pomocy metod FAM-C i FDM-A potraktować znacznie szerzej. Można powiedzieć, że diagnozowanie FAM-C i FDM-A w 1998 roku [127] ujmowało problem w skali mikro jako proste przetworzenie zmodulowania pojedynczego ogniwa zespołu napędowego i proste odzwierciedlenie go w zmodulowaniach pokładowej prądnicy-przetworniku. Obecnie należy go ująć w skali makro, tj. monitorować możliwie szeroką gamę zjawisk dynamiki ruchu badanego zespołu napędowego w zależności od zmian prędkości znamionowej danego zespołu i czasu pracy. Zadaniem jest takie dostosowanie struktur pomiarowych konstruowanych na potrzeby

rozwijających się metod FAM-C i FDM-A, aby zapewnić skuteczne dozorowanie poszczególnych zespołów napędowych, umożliwiające ich bezpieczne eksploatowanie. Kompleksowa ocena zdatności całego zespołu napędowego jest zjawiskiem złożonym. Równie złożony powinien być wstępny model tego zespołu. Dlatego zadaniem dla metod FAM-C i FDM-A powinno być ujęcie kompleksowe:

a) współdziałania wszystkich par kinematycznych danego mechanicznego zespołu napędowego,
b) oddziaływania pierwotnego źródła mocy (mechanicznej) dozorowanego mechanicznego zespołu napędowego,
c) właściwości prądnicy-przetwornika,
d) właściwości regulatora prędkości obrotowej dozorowanego badanego mechanicznego zespołu napędowego oraz regulatora napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika.



Rys. 2.24. Schemat blokowy wadliwej pary kinematycznej jako modulatora prędkości kątowej: $\omega_{kN}(t)$ – znamionowa prędkość kątowa pary kinematycznej nr k (wartość zmieniana quasi-skokowo przez operatora), $\Delta\omega_k(t)$ – modulacje prędkości kątowej na skutek oddziaływania wad par kinematycznych i czynników zakłócających, $Q_{kN}(t)$ – wartość energii cieplnej dostarczonej ze środowiska pracy, $\Delta Q_k(t)$ – wartość energii cieplnej wytworzonej przez parę kinematyczną k, $T_{kN}(t)$ – wartość temperatury środowiska pracy, $\Delta T_k(t)$ – wartość temperatury wytworzonej przez parę kinematyczną k



Rys. 2.25. Prądnica-przetwornik w ujęciu sygnałów wejścia-wyjścia: $\omega_{kN}(t)$ – znamionowa prędkość kątowa pary kinematycznej nr k (wartość zmieniana quasi-skokowo przez operatora), $\Delta\omega_k(t)$ – modulacje prędkości kątowej na skutek oddziaływania wad par kinematycznych i czynników zakłócających, $Q_{kN}(t)$ – wartość energii cieplnej dostarczonej ze środowiska pracy, $\Delta Q_k(t)$ – wartość energii cieplnej wytworzonej przez parę kinematyczną k, $T_{kN}(t)$ – wartość temperatury środowiska pracy, $\Delta T_k(t)$ – wartość temperatury wytworzonej przez parę kinematyczną k, $i_w(t)$ – prąd wzbudzenia prądnicy, $i_{rw}(t)$ – zakłócenia radiowe przewodzone przez obwód wzbudzenia prądnicy do wnętrza struktury prądnicy

Za punkt wyjścia do stworzenia nowego modelu diagnozowania (w skali makro) można przyjąć opracowanie [203], gdzie zaproponowany jest model maszyny elektrycznej jako „szóstnika". Na wejściu prądnicy byłby moment napędowy M [Nm] oraz prędkość obrotowa n [obr/min], zaś na wyjściu temperatura T [°C], napięcie $u(t)$ [V], częstotliwość [Hz] oraz natężenie prądu obciążenia [A] (rys. 2.24).

Aby parametry modulacji częstotliwości napięcia odzwierciedlały parametry wady uszkodzonego elementu oraz umożliwiały jego lokalizację w strukturze badanego zespołu napędowego, elementy całego traktu przenoszenia sygnału (ogniwa kinematyczne traktu przenoszenia napędu) powinny spełniać wiele uwarunkowań. Można je ująć w formie ogólnych założeń warunkujących minimalizację zniekształceń procesu przetwarzania sygnału diagnostycznego:

1) punkt pracy obwodów magnetycznych prądnicy jest położony na odcinku prostoliniowym charakterystyki magnesowania (poniżej nasycenia magnetowodu);
2) pętla histerezy jest pomijalnie wąska: punkt pracy jest położony na odcinku prostoliniowym charakterystyki magnesowania;

3) prądnica jest wzbudzana z idealnego źródła prądu stałego (bez pulsacji o zmieniających się dynamicznie częstotliwościach składowych);
4) w obwodzie wyjściowym prądnicy pobierany jest mały prąd – nie ma on wpływu na zmiany cieplne ani magnetyczne w prądnicy;
5) wirnik i stojan prądnicy są bryłami sztywnymi;
6) znamionowa prędkość obrotowa silnika napędowego jest stała;
7) obciążenie mechaniczne układu napędowego jest niezmienne w czasie – ewentualne zmiany są nieporównywalnie wolniejsze od okresu obserwowanych pulsacji par kinematycznych zespołu napędowego;
8) stan cieplny układu napędowego jest ustalony i nie wpływa na zmiany parametrów energii elektrycznej;
9) każda para kinematyczna skrzyni napędów wykazuje swoją wadę w postaci modulacji wyjściowej prędkości kątowej w stosunku do prędkości wejściowej (rys. 2.17.);
10) zespół napędowy jest układem liniowym pod kątem przenoszenia ruchu obrotowego od wadliwej pary kinematycznej do prądnicy-przetwornika;
11) modulacje wyjściowej prędkości kątowej danej pary kinematycznej są przekazywane na wirnik prądnicy pokładowej.

Należy podkreślić, że praktycznie wszystkie te uwarunkowania są spełnione w typowej procedurze pomiarowej FAM-C i FDM-A.

Jeszcze ważniejsza od analizy zniekształceń sygnału elektrycznego w prądnicy-przetworniku jest możliwość wytłumienia sygnału zmodulowań prędkości kątowej od uszkodzonego elementu mechanicznego wewnątrz badanego zespołu napędowego. Dotyczy to przypadku, gdy w badanym zespole napędowym na drodze pomiędzy obserwowanym wadliwym podzespołem a prądnicą-przetwornikiem jedno z ogniw kinematycznych będzie miało nieporównywalnie większy moment bezwładności od sąsiednich ogniw. Wówczas to nastąpi wytłumienie wysokoczęstotliwościowych zmodulowań prędkości kątowej. Energia tych zmodulowań wytraci się w postaci ciepła. Dana harmoniczna sygnału zmodulowań prędkości kątowej od uszkodzonego elementu mechanicznego nie zostanie odzwierciedlona w modulacji częstotliwości napięcia, jeżeli nie będzie ciągłości przekazywania energii mechanicznej.

Typowe współczynniki *b* fazy zmodulowań prędkości kątowej pary kinematycznej

Na podstawie licznych badań laboratoryjnych wykonanych na stanowiskach napędowych oraz obliczeń analitycznych [22, 129, 234] można sformułować proste liniowe zależności pomiędzy wybranymi prostymi (elementarnymi) wadami mechanicznymi danej pary kinematycznej a częstotliwościami zmodulowań (wyrażonymi w formie numerów harmonicznych rozkładu Fouriera) na wyjściu:

$$\omega_2 = h \cdot \omega_1 \tag{2.26}$$

gdzie:
ω_1 – pulsacja wejściowa danej pary kinematycznej, ω_2 – pulsacja wyjściowa.

$$f_2 = h \cdot f_1 \tag{2.27}$$

- przesunięcie mimośrodowe dwóch wałów $h = 1$,
- przekoszenie dwóch wałów $h = 2$,
- złożenie wady mimośrodowości i przekoszenia dwóch wałów $h = 0{,}5$,
- luzy międzyzębne pary kół zębatych $h = z$, gdzie z – liczba zębów koła zębatego,
- odwzorowanie pracy poprawnie działającego łożyska tocznego $h = N \cdot p_s = N \cdot (1 \pm d_w / D_{śr} \cos \alpha)$, gdzie: n – prędkość obrotowa [obr/min], N – liczba elementów tocznych danego łożyska, d_w – średnica elementu tocznego, $D_{śr}$ – średnia średnica łożyska, α – kąt pracy, p_s – współczynnik toczenia (w literaturze, dla uproszczenia, zazwyczaj przyjmuje się wartość stałą $p_s = 0{,}5$[9]).

Te proste zależności stosunkowo łatwo można obserwować na maszynach prostych, gdzie tylko jedno ogniwo kinematyczne podlega kontrolowanemu uszkodzeniu [82÷87, 90, 94, 106, 127, 131]. W bardziej rozbudowanych zespołach napędowych spotyka się zazwyczaj wiele elementów o znacznym poziomie zużycia – obserwacja i lokalizacja nie zawsze jest prosta. Jednakże nawet podczas diagnozowania najbardziej skomplikowanych zespołów napędowych niezbędna jest wiedza matematyczno-fizyczna o podstawowych typach uszkodzeń par kinematycznych oraz o związkach pomiędzy poszczególnymi wadami par kinematycznych mechanicznych zespołów napędowych ze zobrazowaniami w metodzie FAM-C i FDM-A. W ten sposób zostanie utworzony podstawowy zestaw wzorców. Dzięki temu możliwe będzie podjęcie analizy stanu technicznego poszczególnych par kinematycznych badanego zespołu napędowego na podstawie porównania z wzorcami-modelami.

[9] Koszyk-separator poprawnie działającego łożyska tocznego obraca się około dwukrotnie wolniej niż łożyskowany przez nie wał [15, 36, 73, 113, 119, 122, 123]. Szybsze obracanie koszyka informuje o zacieraniu koszyka lub zwiększonych oporach łącznych łożyska na skutek np. jego wewnętrznego zanieczyszczenia – wówczas $p_s > 0{,}5$.

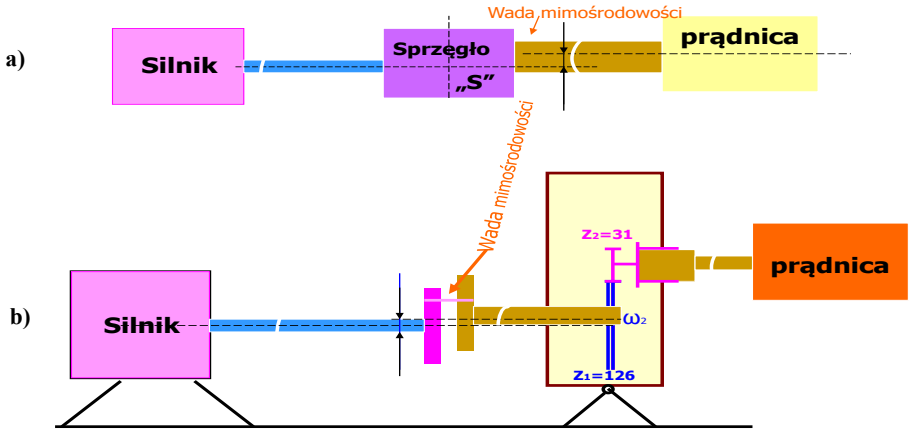
3

ZWIĄZKI POMIĘDZY POSZCZEGÓLNYMI WADAMI PAR KINEMATYCZNYCH MECHANICZNYCH ZESPOŁÓW NAPĘDOWYCH ZE ZOBRAZOWANIAMI W METODACH FAM-C I FDM-A

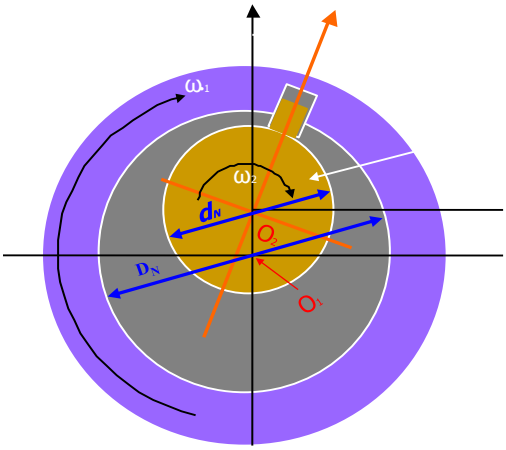
3.1. Typowe wady mechaniczne maszyn prostych i ich odzwierciedlenie w przebiegu prędkości chwilowej oraz w zbiorach charakterystycznych wąskopasmowych

3.1.1. Mimośrodowość połączeń bez luzów obwodowych

Częstą wadą montażową połączeń elementów mechanicznych w zespole napędowym jest równoległe przesunięcie wałów napędowych połączonych sprzęgłem kłowym (rys. 3.1) lub wielowypustowym (rys. 3.2). Mają one duże znaczenie zwłaszcza przy przesyłaniu mocy mechanicznej za pomocą wielosegmentowych (wielopodporowych) wałów transmisji (w lotnictwie przekazywanie mocy z reduktora głównego do śmigła ogonowego [95, 129, 190], w okrętownictwie napęd śrub napędowych [28, 54]).



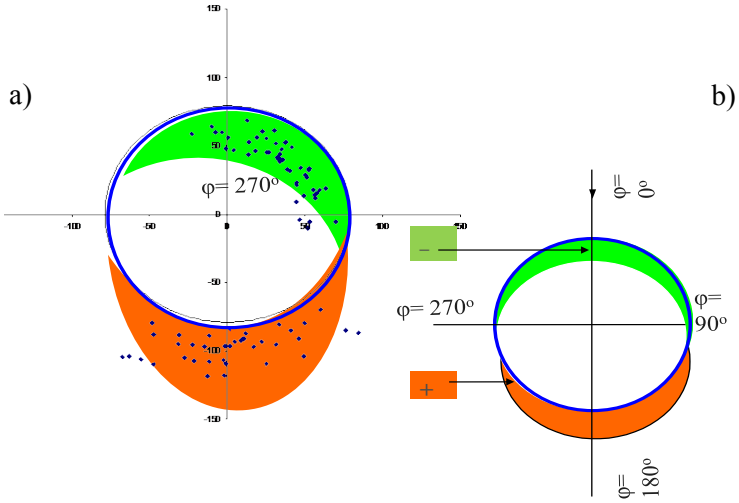
Rys. 3.1. Dwa wały z wadą mimośrodowości połączone sprzęgłem kłowym „S":
a) schemat blokowy, b) przekrój poglądowy stanowiska badawczego, z_1 , z_2 – koła zębate przekładni



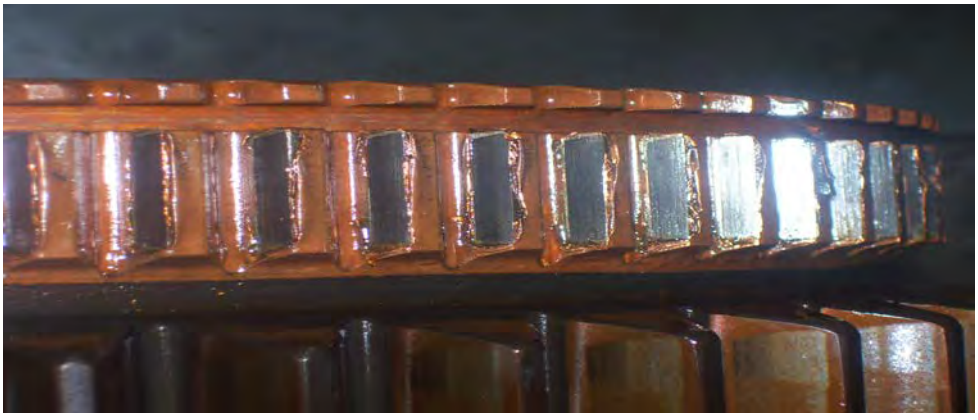
Rys. 3.2. Schemat połączenia wypustowego dwóch wałów z wadą mimośrodowości, przekrój poprzeczny: D_N – średnica tulei napędzającej, d_N – średnica wałka napędzanego, ω_1 – prędkość kątowa wejściowa, ω_2 – prędkość kątowa wyjściowa

Z zależności trygonometrycznych [129, 310, 311] można przedstawić zależność pomiędzy wartością przesunięcia mimośrodowego a i wysokością zbioru charakterystycznego:

$$a = \frac{D_N}{4} \cdot \frac{\left|\Delta F_{\max}\right| + \left|\Delta F_{\min}\right|}{f_{úr}} \tag{3.1}$$



Rys. 3.3. Wykres fazowy połączenia wypustowego dwóch wałów z wadą mimośrodowości, przekrój poprzeczny: a) zobrazowanie fazowe uzyskane z pomiarów na stanowisku napędowym LUZES-III, b) zobrazowanie fazowe uzyskane z symulacji komputerowej



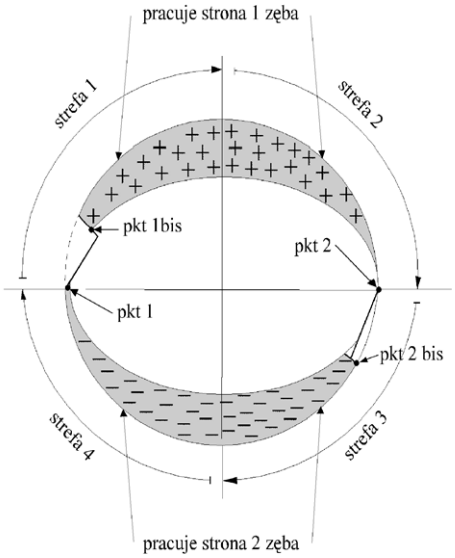
Rys. 3.4. Nadmierne zużycie koła zębatego przy wadzie mimośrodowości

3.1.2. Mimośrodowość połączeń z luzami obwodowymi

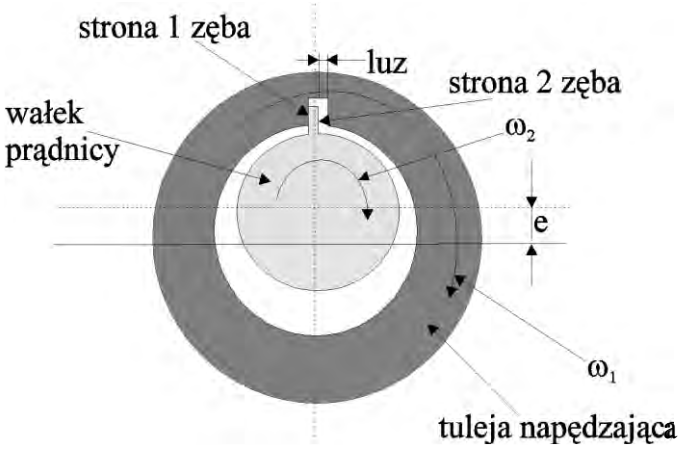
Wzór ogólny na mimośród będzie wstępnie taki sam jak dla połączenia bez luzu. Jednak istniejące luzy powodują okresowe utraty więzi kinematycznej w ogniwie (rys. 3.5, odcinek pk1–pkt 1bis oraz pkt 2). Dla tych wycinków kąta obrotu wykorzystano wzory stosowane dla momentu bezwładności (moment bezwładności wirnika i elementów obrotowych przekładni) z uwzględnieniem współczynnika tłumienia lepkiego i tarcia suchego po utracie więzi kinematycz-

nej. Na rys. 3.5 zmiany prędkości wyjściowej ogniwa kinematycznego podzielono na cztery strefy (patrz konstrukcja połączenia wg rys. 3.6):

Strefa 1. Jeżeli $\omega_2 > \omega_n$ oraz ω_2 rośnie, to w pkt. 1 następuje rozłączenie strony 1 zęba z tuleją napędową, wyhamowywanie wałka prądnicy wraz z jej wirnikiem. Wówczas ruch wirnika prądnicy może być opisany wzorem (3.3), wyprowadzonym w [96, 104-105, 127, 129].



Rys. 3.5. Teoretyczne zmiany chwilowej prędkości kątowej przy mimośrodowym połączeniu na wypust z luzem



Rys. 3.6. Przekrój poprzeczny połączenia wałka z tuleją napędzającą przy mimośrodowym połączeniu na wpust z luzem

Rozwiązaniem tego równania różniczkowego będzie funkcja prędkości kątowej na wyjściu rozpatrywanej pary kinematycznej $\dot{\vartheta}_2(t)$ wykładniczo opadająca. W pkt. 2bis następuje uderzenie strony 1 zęba połączone z oscylacjami wałka prądnicy i wirnika. Wówczas ruch wirnika prądnicy może być opisany wzorem dwóch równań różniczkowych (wyprowadzonych w [87]):

$$\begin{cases} J_1\ddot{\vartheta}_1 + +D_1\dot{\vartheta}_1 + \dfrac{1}{K}(\vartheta_1 - \vartheta_2) = M_0 & (3.2) \\ J_2\ddot{\vartheta}_2 + D_2\dot{\vartheta}_2 + \dfrac{1}{K}(\vartheta_2 - \vartheta_1) = M_t & (3.3) \end{cases}$$

gdzie:

D_1 – współczynnik tłumienia lepkiego, J_1 – wypadkowy moment bezwładności wirnika silnika napędowego i innych elementów napędu między silnikiem a rozpatrywanym ogniwem z mimośrodem, M_0 – moment napędowy silnika, gdzie: J_2 – moment bezwładności elementów pomiędzy rozpatrywanym ogniwem z mimośrodem a wirnikiem prądnicy łącznie, D_2 – współczynnik tłumienia lepkiego ww. elementów, K – wypadkowy współczynnik podatności skrętnej wału, M_t – moment tarcia suchego na łożyskach ww. elementów, ϑ_2 – kąt obrotu wirnika prądnicy, ϑ_1 – kąt obrotu wyjściowego rozpatrywanego ogniwa z mimośrodem.

Rozwiązaniem tego układu równań różniczkowych będzie funkcja prędkości $\dot{\vartheta}_2(t)$ wykładniczo rosnąca, z nałożonymi na nią gasnącymi oscylacjami.

Strefa 2. Jeżeli $\omega_2 > \omega_n$ oraz ω_2 jest malejąca, to przebieg prędkości kątowej wałka prądnicy wg obliczeń teoretycznych dla mimośrodu; pracuje strona 1 zęba z tuleją napędową.

Strefa 3. Jeżeli $\omega_2 < \omega_n$ oraz ω_2 jest malejąca, to w pkt. 2 następuje wyhamowywanie wałka prądnicy wraz z jej wirnikiem; w pkt. 2bis następuje uderzenie strony 2 zęba, połączone z oscylacjami wałka prądnicy i wirnika.

Strefa 4. Jeżeli $\omega_2 < \omega_n$, to pracuje strona 2 zęba z tuleją napędową.

Proporcjonalnie zmienia się także modulacja częstotliwości. Odpowiednio również kształtują się zmiany rozkładu punktów zbioru charakterystycznego na płaszczyźnie (f_p, ΔF). Tak więc ze wzrostem mimośrodowości rośnie wartość wysokości zbioru charakterystycznego oraz zmniejsza[1] się (odchyla się od 90°,

[1] Chodzi o kąt nachylenia pomiędzy osią 0-f_p a osią symetrii zbioru charakterystycznego. Przy zwiększaniu luzów obwodowych w zobrazowaniach zbioru charakterystycznego na płaszczyźnie $\Delta F = f(f_p)$ obserwuje się również pochylanie osi symetrii zbioru charakterystycznego.

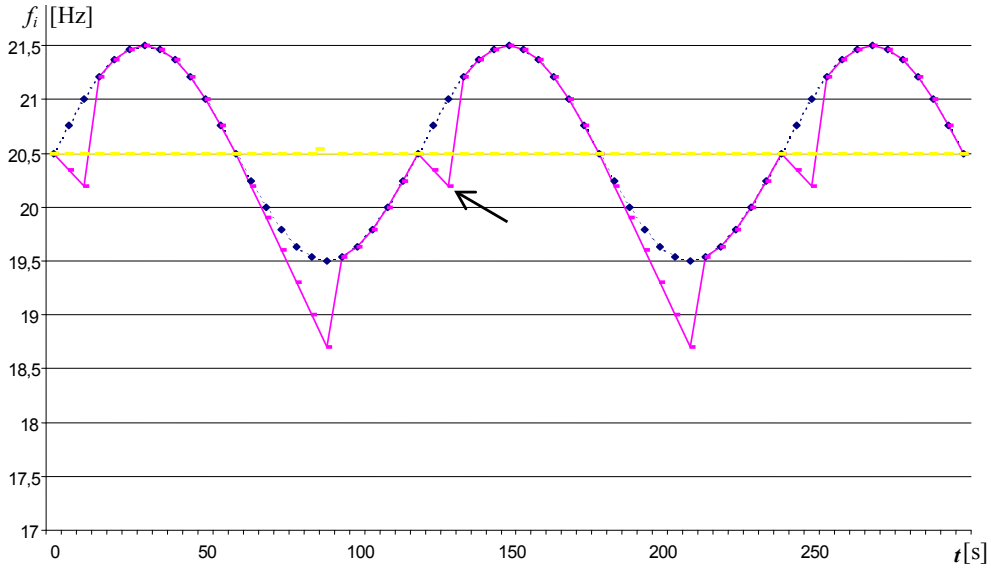
tj. od linii normalnej (prostopadłej) do osi odciętych 0- f_p), kąt pochylenia pionowej (podłużnej) osi symetrii tego zbioru w stosunku do osi odciętych 0- f_p. Oczywiście punkt przecięcia z osią 0- f_p następuje dla $f_p = \frac{n}{60}$, tj. dla pierwszej harmonicznej ($h = 1$) częstotliwości prędkości obrotowej danego ogniwa (tu: połączenia dwóch wałów) [124, 129].

3.1.3. Luz obwodowy pary kinematycznej w sensie uniwersalnym i jego zobrazowanie metodą FDM-A

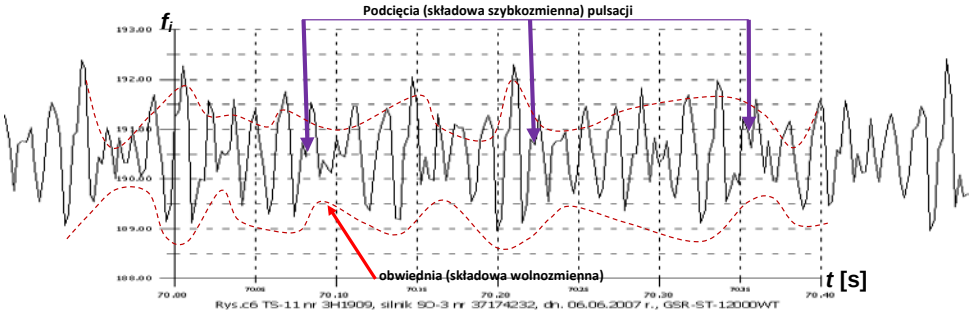
Monitorowanie zwiększanego luzu międzyzębnego przekładni zębatej (typ TUN-75/R) autor opisał w [96, 106, 127, 129]. Dla zespołu napędowego LUZES wykonano doświadczenie polegające na podszlifowaniu płaszczyzny przyporu dwóch kolejnych zębów koła zębatego (łączna liczba zębów tego koła $z = 26$) o wartość 10% i 30% wartości modułu. Przed podszlifowaniem przebieg $f_i = f(t)$ wykazywał równomierne wahania o okresie równym okresowi przemieszczania się jednej podziałki międzyzębnej. Po podszlifowaniu po każdych 124 takich wahań pojawiają się dwa wahnięcia o wyraźnie podwyższonej amplitudzie. Podobnie jak dla przypadku sprzęgła kłowego ze zwiększonymi luzami obwodowymi, impulsy przy zwiększaniu luzów międzyzębnych, wynikają z wyhamowywania biernego koła zębatego przy przerywaniu więzi kinematycznej, czyli podczas wybierania luzów. Po ponownym nawiązaniu więzi kinematycznej następuje silne uderzenie powierzchni przyporu zęba koła napędzającego o powierzchnię przyporu zęba koła napędzanego – obrazowane w metodzie FAM-C jako impuls o zwiększonej amplitudzie.

Innym doświadczeniem fizykalnym były pomiary na zespole napędowym LUZES polegające na obserwowaniu zobrazowań FAM-C o zwiększonych luzach obwodowych sprzęgła kłowego [96, 106, 127, 129]. Jednocześnie zmieniano wartość mimośrodu lub przekoszenia tego sprzęgła. Tutaj na przebiegu częstotliwości chwilowej w zależności od czasu uzyskano w składowej wolnozmiennej zobrazowanie o częstotliwości i amplitudzie (częstotliwości chwilowej) odpowiedniej do wielkości i typu wady (przekoszenia, mimośrodowości). Jednocześnie uzyskano opisane w poprzednim rozdziale (3.1.2) i przedstawione w postaci wykresu kołowego (rys. 3.2) charakterystyczne podcięcia. Po rozwinięciu na płaszczyznę współrzędnych prostokątnych zostały one przedstawione na rys. 3.7.

W późniejszych badaniach autor zauważył podobne podcięcia (składową szybkozmienną) podczas badań łożysk tocznych w silnikach turbinowych jednowałowych (rys. 3.8) [122]. Jednocześnie składowa wolnozmienna obrazowała wady mechaniczne jak przekoszenie lub mimośrodowość połączeń mechanicznych.



Rys. 3.7. Teoretyczny przebieg częstotliwości chwilowej dla pary kinematycznej przy wadzie mimośrodowości z luzem

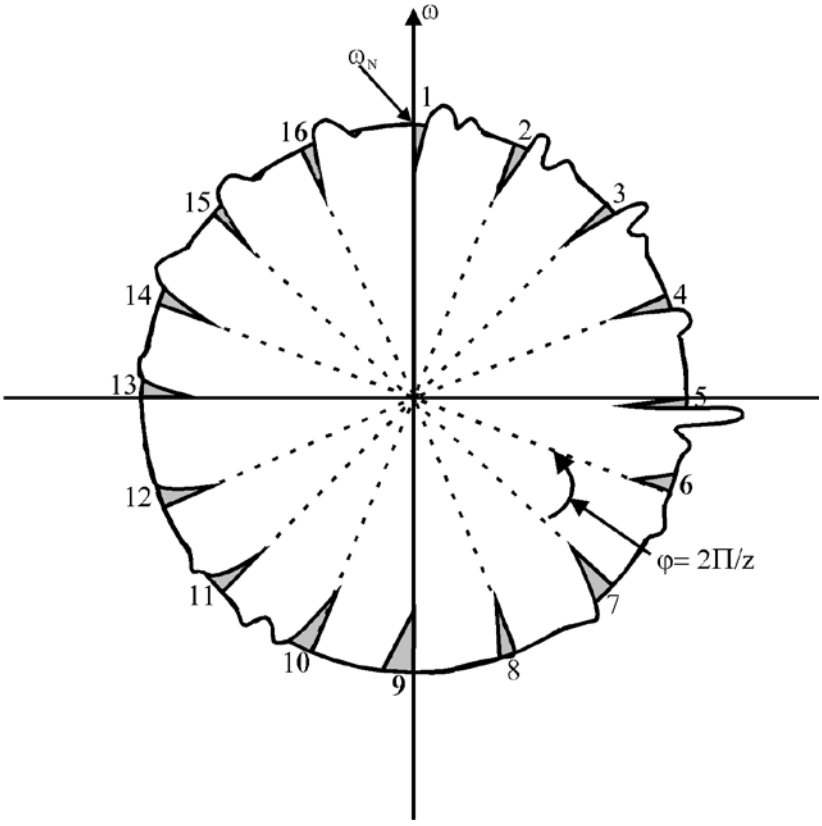


Rys. 3.8. Przykładowy rzeczywisty przebieg częstotliwości chwilowej dla pary kinematycznej przy wadzie mimośrodowości z luzem

3.1.4. Luzy obwodowe par kół zębatych i połączeń wielowypustowych

Zjawiska zmodulowania wyjściowej prędkości kątowej przez parę kół zębatych i połączeń wielowypustowych z luzami międzyzębnymi przypomina zjawisko opisywane w podrozdziałach 3.1.2 i 3.1.3 – tak samo następuje przyhamowanie prędkości po utracie więzi kinematycznej (siły tarcia, siły tłumienia wiskotycznego) oraz przyśpieszenie po nawiązaniu tej więzi [1, 22, 35, 42, 52, 152, 218]. Przy połączeniu pary kół zębatych proces ten jest powtarzany co jedną po-

działkę danego koła zębatego (rys. 3.9). Niekiedy przy znacznych ubytkach na niektórych powierzchniach przyporu jakiegoś zęba po nawiązaniu tej więzi widoczny jest również impulsowy charakter przyśpieszenia [106, 127, 129].



Rys. 3.9. Teoretyczny wykres kołowy (we współrzędnych biegunowych) przebiegu częstotliwości chwilowej dla pary kół zębatych z luzem

Problem ten był już poruszany w podrozdziale 2.2.6.5 dot. ograniczonej rozdzielczości pomiarowej poszczególnych typów prądnic-przetworników. Tylko niektóre typy prądnic-przetworników prądu stałego mają na tyle dużo żłobków, że zobrazowania uzyskane za ich pomocą zbliżają się do granicy rozdzielczości monitorowania luzów międzyzębnych nawet dla nowych par kół zębatych z poprawnymi luzami. Niewątpliwie silnie zużyte powierzchnie przyporu zęba, powyżej 10% podziałki modułowej, są już dla nich „widoczne" – zarówno w fazie, jak i w amplitudzie w przebiegu częstotliwości chwilowej widać wyraźne przyśpieszenia prędkości kątowej (wzrost amplitudy wartości chwilowej częstotliwości), rys. 3.9 [106, 108, 126, 129, 307].

3.1.5. Przekoszenia połączeń mechanicznych

W pracach z zakresu mechaniki lotniczej i morskiej zwrócono uwagę na istotę takich wad montażowych jak mimośrodowość i przekoszenie [35, 43, 171, 234], które mogą doprowadzić do licznych zagrożeń bezpieczeństwa lotu. Z obserwacji autora i z literatury [35, 41–44, 170] wynika, że wada przekoszenia połączeń wywołuje bardziej intensywne zużycie ścierne pary kinematycznej niż wada mimośrodowości. Wynika to z charakteru współpracy zębów wielowypustów, gdzie przy wadzie mimośrodowości ścieranie następuje całą powierzchnią, zaś przy przekoszeniu – punktowo (rys. 3.10 i 3.11, punkt „P"). Punktowa koncentracja naprężeń powoduje lokalne wzmożone wydzielanie ciepła i zwiększone zużycie ścierne. Przekoszenie wielowypustów powoduje intensywniejsze zużycie wielowypustów niż inne rodzaje wad połączeń. Jest to spowodowane faktem, że przy przekoszeniu pomiędzy parą zębów połączenia wielowypustowego istnieje styk mechaniczny punktowy, a nie liniowy, jak np. przy mimośrodzie. Ponadto punkt ten przemieszcza się wzdłuż wielowypustu podczas obrotu wałka, co powoduje koncentrację ciepła szczególnie w środkowej części wypustu, gdzie dochodzi do powstania charakterystycznego wyrobienia o kształcie beczułkowatym (rys. 3.13).

W środowisku lotniczym znane są przypadki silnego zużycia wielowypustów na skutek przekoszenia osi symetrii wałka wielowypustowego względem osi symetrii tulei napędowej. W niektórych przypadkach kończy się to [35, 170]:

- niepoprawnym działaniem agregatu, np. prądnicy lotniczej (przy silnym zużyciu wielowypustów następują krótkotrwałe przepięcia, których nie jest w stanie wyregulować regulator pokładowy – automat przeciwprzepięciowy odłącza wówczas prądnicę od sieci);
- przesłanką wypadku lotniczego na skutek rozłączenia połączenia (np. rozłączenie połączenia pomiędzy elektrycznym silnikiem rozruchowym a wałem silnika turboodrzutowego i przerwanie rozruchu);
- katastrofą lotniczą, jeżeli na skutek niepoprawnego działania agregatu lub jego odłączenia w specyficznej sytuacji lotnej nastąpiła przerwa w działaniu obwodów istotnych dla bezpieczeństwa lotu (np. odłączenie napędu pompy hydraulicznej), co może spowodować np. utratę sterowności.

W niniejszym punkcie podjęto próbę powiązania i rozwinięcia dwóch dotychczas niezależnie istniejących wątków literaturowych:

- prac z zakresu maszyn elektrycznych, gdzie modulacje w wyniku przekoszeń były opisywane, lecz traktowano je jako zakłócenia [310, 311],
- prac z zakresu mechaniki, gdzie opisywano skutki przekoszeń w połączeniach wielowypustowych [35].

Po wyprowadzeniu i usystematyzowaniu wzorów dotyczących częstotliwości zmodulowań podstawowych wad par kinematycznych można określić algorytm obliczania tzw. bazowej częstotliwości [82] prążka kinematycznego:

$$fp = h \cdot \omega_N \tag{3.4}$$

gdzie:

ω_N [1/s] – prędkość kątowa znamionowa danej pary kinematycznej, h – współczynnik zależny od typu wady (h = 1 – wada mimośrodu, h = 2 – wada polegająca na przekoszeniu, h = 0,5 – złożenie wad mimośrodowości i przekoszenia).

Wykreślając linie prążków kinematycznych przed eksperymentem, można utożsamiać tworzące się podczas pomiarów zbiory charakterystyczne z poszczególnymi wadami par kinematycznych badanego zespołu napędowego. W ten sposób można określić m.in. wysokość zbioru charakterystycznego ($\left| \{\Delta F_i\}_{max} \right| + \left| \{\Delta F_i\}_{min} \right|$) „odpowiadającego" za przekoszenie danej pary kinematycznej. Znając wysokość takiego zbioru, można także obliczyć wartość kąta przekoszenia β osi wirujących elementów. Aby znaleźć związki geometryczne pomiędzy tymi wielkościami, należy dokonać pewnych wyprowadzeń matematycznych dotyczących połączeń mimośrodowych przy uzmiennionej wartości przesunięcia mimośrodowego a. Położenie punktu styku „P" na przecięciu dwóch linii: krawędzi wypustu wałka prądnicy z krawędzią rowka prowadzącego tulei napędowej (rys. 3.10 i 3.11), może być opisane wzorem:

$$\mathrm{tg}\beta = a(\phi) / (L_{12} \cos\phi) \tag{3.5}$$

gdzie:

$a(\phi)$ – wartość przesunięcia mimośrodowego zależnego od chwilowego położenia kątowego tulei napędzającej.

Po przekształceniu wzoru (3.5) można otrzymać:

$$a(\phi) = \mathrm{tg}\,\beta \;\; L_{12} \cos\phi \tag{3.6}$$

Ponieważ $\omega_1 = \phi / t$, stąd:

$$\phi = \omega_1 t \tag{3.7}$$

Prędkość wyjściową dla połączenia mimośrodowego (zgodnie z [91, 127]) można wyrazić:

$$\omega_2 = (D_N\omega_1 - a \sin \omega_1 t) / (D_N + a^2 / D_N - 2a \sin \omega_1 t) \tag{3.8}$$

Podstawiając (3.6) do (3.8), otrzymuje się:

$$\omega_2 = (D_N\omega_1 - \text{tg}\,\beta\, L_{12} \sin\, \omega_1 t \cos\omega_1 t) / (D_N + \text{tg}^2\beta\, L^2_{12} \cos^2\omega_1 t / D_N - 2 \text{ tg } \beta\, L_{12} \sin \omega_1 t \cos\omega_1 t \tag{3.9}$$

Po uproszczeniu otrzymuje się:

$$\omega_2 = D_N\omega_1 / (D_N - 2 \text{ tg } \beta\, L_{12} \sin \omega_1 t \cos \omega_1 t) \tag{3.10}$$

Po kolejnych przekształceniach można otrzymać:

$$\omega_2 = D_N\omega_1 / (D_N - 2\text{tg}\beta\, L_{12} \sin 2\, \omega_1 t) \tag{3.11}$$

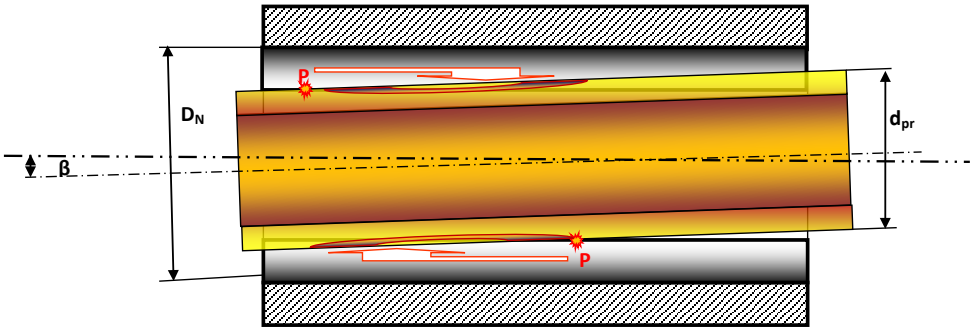
Zakładając tg β >0, otrzymuje się wartość maksymalną mianownika, tj. minimalną wartość $\omega_2(t)$ dla:

$$\omega_1 t = \{135^o, 315^o, 495^o, ..., n \cdot 180^o) \tag{3.12}$$

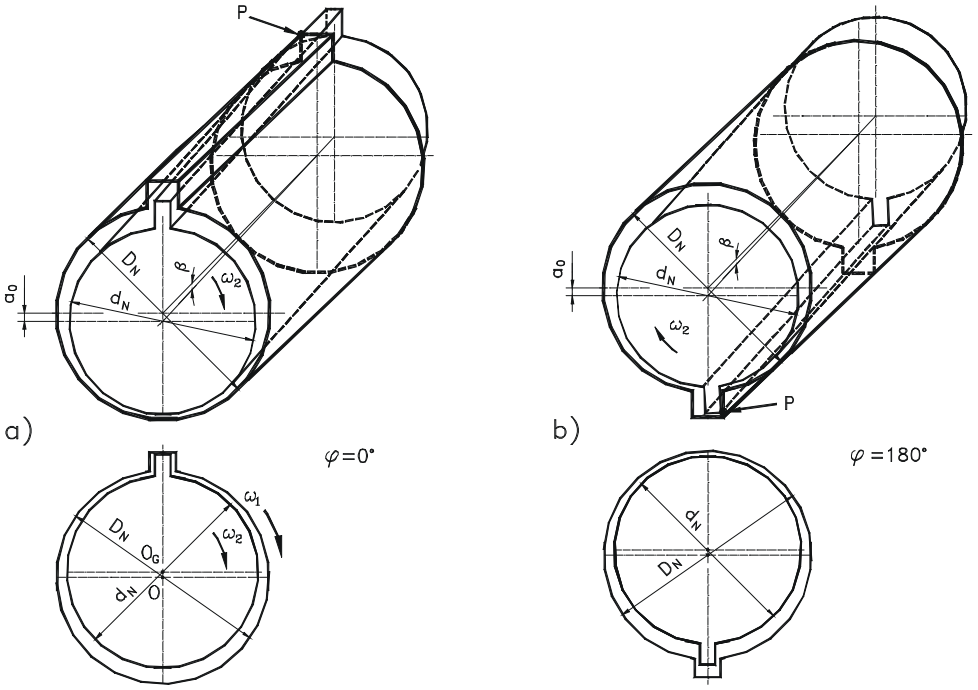
gdzie: n – liczba naturalna.

Wartość minimalną mianownika, tj. maksymalną wartość $\omega_2(t)$ otrzymuje się dla:

$$\omega_1 t = \{45^o, 225^o, 405^o, 585^o, ..., 45^o + n \cdot 180^o) \tag{3.13}$$



Rys. 3.10. Przekrój podłużny połączenia wałka prądnicy w tulei napędowej przy przekoszeniu połączenia o kąt β: D_N – średnica wewnętrzna tulei zębatej napędu, d_{pr} – średnica wałka podzespołu napędzanego np. prądnicy, P – punkt styku krawędzi zęba wałka prądnicy z krawędzią zęba tulei napędowej – strzałką oznaczono kierunek przemieszczania tego punktu, tj. koncentracji sił ściernych na krawędzi styku wypustów



Rys. 3.11. Widok aksjomatyczny połączenia wałka prądnicy z tuleją napędową przy połączeniu z przekoszeniem o kąt β: a) górne położenie wypustu; b) dolne położenie wypustu. Oznaczenia: d_N - średnica podzespołu napędzanego np. prądnicy; D_N – średnica tulei napędowej; β – kąt przekoszenia; P – punkt styku wałka prądnicy z tuleją napędową; φ – kąt obrotu

Ze wzoru (3.12) wynika, że przekoszenie połączenia objawia się w postaci sinusoidalnego zmodulowania przebiegu chwilowej prędkości kątowej elementu napędzanego o częstotliwości drugiej harmonicznej prędkości znamionowej danej pary kinematycznej. Przebieg zmian wartości chwilowej prędkości kątowej można przedstawić w postaci wykresów kołowych (rys. 3.12). Można zauważyć, że przekoszenie wałów powoduje nadwyżki dynamiczne o dwukrotnie większej częstości (na jeden pełny obrót pary kinematycznej) niż w przypadku wady mimośrodowości. Jeżeli uwzględnia się przy tym zjawiska tribologiczne – wzmożone ścieranie z uwagi na praktycznie biorąc punktowy styk wielowypustu powodujący kumulację naprężeń i wzrost temperatury, to przekoszenia połączeń wielowypustowych należy uznać za groźną wadę montażową [35, 124, 131].

Wada polegająca na przekoszeniu a wysokość zbioru charakterystycznego

Względne odchylenie amplitudy prędkości kątowej $\Delta\omega_2$ od wartości średniej $\omega_{śr}$ może być opisane zależnością:

$$\Delta\omega_2 / \omega_{śr} = (\omega_{2max} - \omega_{2min}) / 0{,}5\ (\omega_{2max} + \omega_{2min}) \tag{3.14}$$

Uwzględniając założenie, że zmiany częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy są liniową funkcją prędkości kątowej wirnika prądnicy, w ślad za [129] można otrzymać:

$$\Delta\omega_2 / \omega_{śr} = (\{\Delta F_i\}_{max} + \{\Delta F_i\}\min) / f_{śr} \tag{3.15}$$

Przyrównując stronami równania (3.14) i (3.15), otrzymuje się:

$$(\omega_{2max} - \omega_{2min}) / 0{,}5\ (\omega_{2max} + \omega_{2min}) = (\{\Delta F_i\}_{max} + \{\Delta F_i\}\min) / f_{śr} \tag{3.16}$$

Ze wzoru (3.11) można wyznaczyć wartości ekstremalne prędkości kątowej; minimalną:

$$\omega_{2min} = D_N \omega_1 / (D_N + \mathrm{tg}\beta\ L_{12}) \tag{3.17}$$

oraz maksymalną:

$$\omega_{2max} = D_N \omega_1 / (D_N - \mathrm{tg}\beta\ L_{12}) \tag{3.18}$$

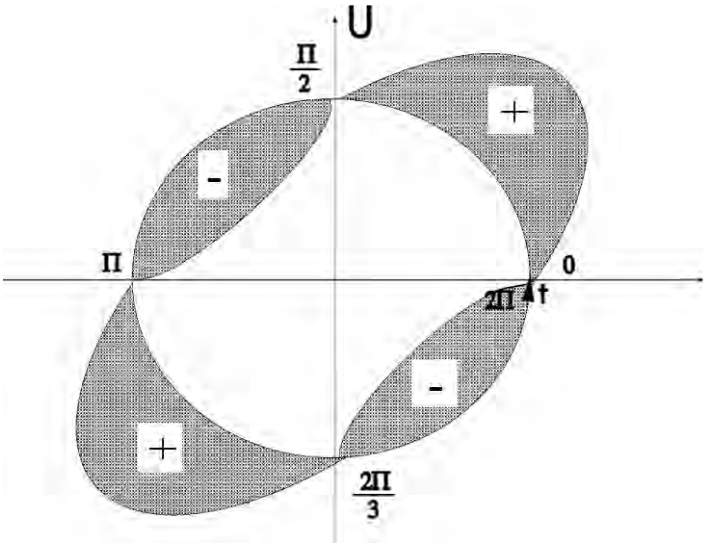
Stąd po podstawieniu (3.17) i (3.18) do (3.16) oraz po przekształceniach arytmetycznych otrzymuje się:

$$\mathrm{tg}\beta = D_N (\{\Delta F_i\}_{max} + \{\Delta F_i\}\min) / (L_{12} f_{śr}) \tag{3.19}$$

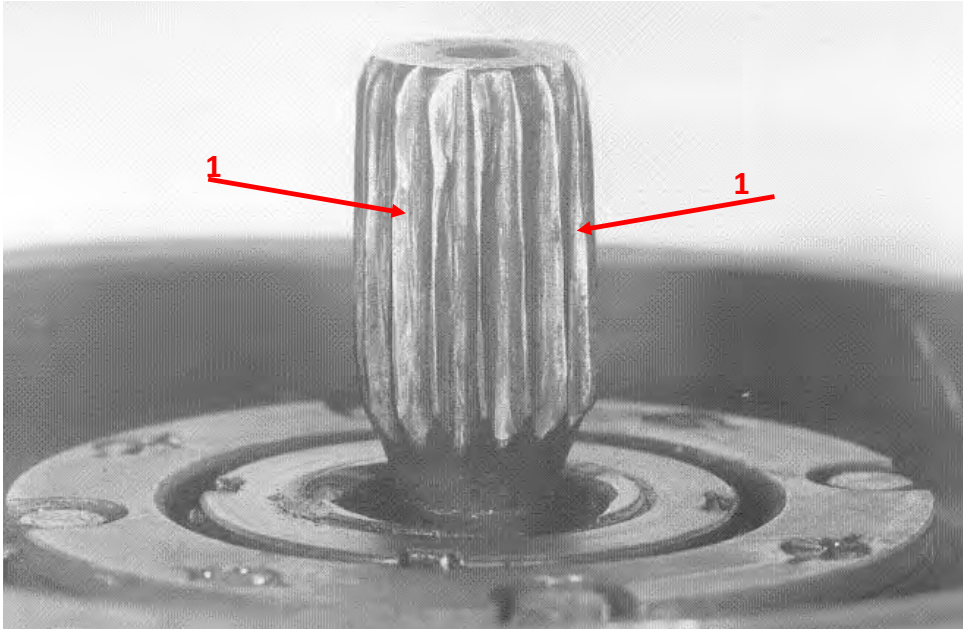
Po podstawieniu $L_{12} = 0{,}5 \cdot L$ oraz z zależności trygonometrycznej wyznacza się:

$$\beta = \mathrm{arctg}\ [D_N\ (\{\Delta F_i\}_{max} + \{\Delta F_i\}\min) / (L_{12} f_{śr})] \tag{3.20}$$

Na podstawie zależności matematycznych można narysować wykresy kołowe (rys. 3.12). Na rysunkach ujęto odchylenia amplitudy prędkości kątowej pary kinematycznej z wadą przekoszenia we współrzędnych biegunowych. Można zauważyć, że dla wady przekoszenia dominuje druga harmoniczna znamionowej prędkości kątowej rozpatrywanej pary kinematycznej. Praca połączenia wielowypustowego z przekoszeniem, jak wspomniano na początku tego rozdziału, skutkuje ubytkami na krawędzi wałka napędowego (rys. 3.13).



Rys. 3.12. Wykres kołowy zmian wartości chwilowej prędkości kątowej przy połączeniu wałów z przekoszeniem



Rys. 3.13. Wałek wielowypustowy prądnicy prądu przemiennego SGO-8 po 800 h pracy na laboratoryjnym stanowisku napędowym LUZES-II z przekoszeniem $\beta = 1{,}5^{\circ}$; 1 – ślad ubytków materiałowych na wielowypustach wałka napędowego w kształcie „beczułkowatych" ubytków na płaszczyźnie przyporu

3.1.6. Jednoczesne oddziaływanie przekoszenia i przesunięcia mimośrodowego

Konieczność zainteresowania się wadą złożoną: mimośrodowości i przekoszenia wyniknęło z badań laboratoryjnych autora nad zjawiskiem przekoszenia wałów [96, 124, 131]. Ze względu na pewien stopień złożoności posiadanych zespołów napędowych, na których odbywały się badania, często następowała interferencja zjawisk dynamicznych związanych z mimośrodowością oraz z przekoszeniem wałów. Tak więc podczas badania zjawiska przekoszenia zamiast drugiej harmonicznej znamionowej prędkości kątowej rozpatrywanej pary kinematycznej pojawiała się pierwsza podharmoniczna.

$$\begin{cases} x_2 = x_1 & (3.21) \\ y_1 = (y_2 + a + e)\cdot\cos\beta & (3.22) \end{cases}$$

gdzie:

$$\frac{a}{\frac{1}{2}l_A} = tg\beta \Rightarrow a = \frac{1}{2}l_A \cdot tg\beta \tag{3.23}$$

Ponieważ:

$$a = \frac{1}{2}\cdot\frac{l}{\cos\beta}\cdot tg\beta \tag{3.24}$$

czyli:

$$\begin{cases} x_2 = x_1 \\ y_1 = y_2 + \frac{1}{2}l\cdot(\frac{\sin\beta}{\cos^2\beta} + e)\cdot\cos\beta \Rightarrow y_2 = \dfrac{y_1 - \frac{1}{2}l\cdot\frac{\sin\beta}{\cos^2\beta} - e}{\cos\beta} \end{cases} \tag{3.25}$$

$$\begin{cases} x_2 = x_1 \\ y_2 = \dfrac{y_1}{\cos\beta} - \dfrac{\frac{1}{2}l\dfrac{\sin\beta}{1-\sin^2\beta} + e}{\cos\beta} \end{cases} \tag{3.26}$$

Po przejściu na współrzędne biegunowe, korzystając ze wzorów:

$$\sin\vartheta_1 = \sin\omega_1 t = \frac{y_1}{\frac{1}{2}D_N} \Rightarrow y_1 = \sin\omega_1 t\frac{1}{2}D_N \tag{3.27}$$

oraz:

$$\cos\vartheta_1 = \cos\omega_1 t = \frac{x_1}{\frac{1}{2}D_N} \Rightarrow x_1 = \cos\omega_1 t\cdot\frac{1}{2}D_N \tag{3.28}$$

i po podstawieniu, otrzymuje się:

$$\begin{cases} x_2 = \cos\omega_1 t\cdot\dfrac{1}{2}D_N & (3.29) \\ y_2 = \dfrac{\sin\omega_1 t\dfrac{1}{2}D_N}{\cos\beta} - \dfrac{1}{2}l\dfrac{\sin\beta}{\cos^3\beta} - \dfrac{e}{\cos\beta} & (3.30) \end{cases}$$

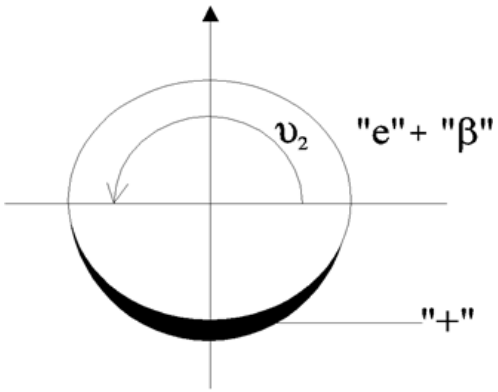
$$\omega_2 = \frac{D_N^2\cdot\cos^3\beta - D_N\cdot\sin\omega_1 t\cdot\cos\beta\cdot(l\sin\beta+2e)}{\left(D_N^2\cdot\cos^2\beta\cdot\sin^2\omega_1 t + D_N^2\cdot\cos^4\beta\cdot\cos^6\omega_1 t\right) - (2D_N\cdot\sin\omega_1 t - l\cdot\sin\beta - 2e)\cdot\left(l\cdot\sin\beta + 2e\cdot\cos^2\beta\right)}\cdot\omega_1 \tag{3.31}$$

Dla *n* zębów:

$$\omega_2 = \vartheta_2 = \sum_{i=0}^{i=n}\frac{D_N^2\cos^5\beta - D_N\sin(a)\cdot\cos^3\beta\cdot(b)}{\left(c\cdot\sin^2(a)+c\cdot\sin(a)\right)\left(\cos^2\beta - l\sin\beta - 2e\cdot\cos^2\beta\right)(b)} \tag{3.32}$$

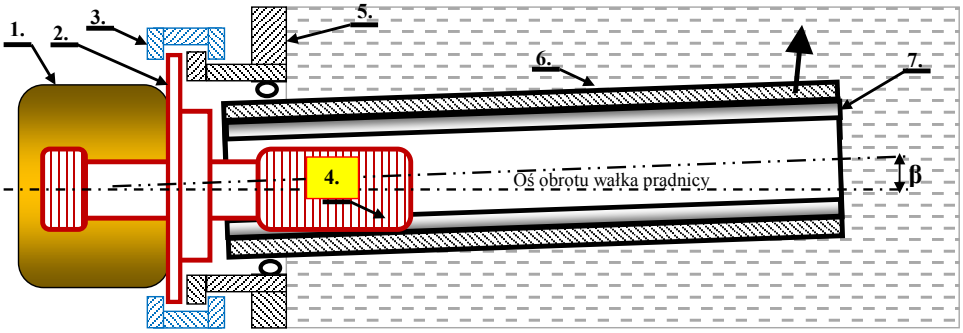
gdzie:

$$a = \omega_1 t + \frac{2\Pi}{n}(i-1);\ b = l\sin\beta + 2e\cos^2\beta;\ c = D_N^2\cos^4\beta \tag{3.33}$$



Rys. 3.14. Wykres kołowy wyjściowej prędkości obrotowej przy złożeniu przekoszenia połączenia i mimośrodowości

Przebieg zmian chwilowej prędkości kątowej można przedstawić w postaci wykresu kołowego (rys. 3.14). W przypadku złożenia wad przekoszenia i mimośrodowości występuje sinusoidalne zmodulowanie przebiegu chwilowej prędkości kątowej elementu napędzanego o częstotliwości pierwszej podharmonicznej wartości prędkości kątowej znamionowej danej pary kinematycznej. Przekrój podłużny połączenia wałka wielowypustowego z tuleją napędową z połączeniem wad mimośrodowego przemieszczenia osi symetrii tych elementów i jednoczesnego przekoszenia o kąt β przedstawiono na rys. 3.15. Efekty długotrwałej pracy połączenia tych ww. elementów powodują sumę efektów składowych: quasi równomierne zużycie krawędzi przyporu połączenia ewolwentowego (efekt mimośrodowego przesunięcia osi symetrii) oraz „beczułkowate" ubytki materiału (rys. 3.16, szczegół „1" – efekt przekoszenia osi) [35, 42, 247].



Rys. 3.15. Przekrój podłużny połączenia wielowypustowego (wałka prądnicy) z tuleją napędową z wadą polegającą na mimośrodowości i przekoszeniu: 1 – korpus prądnicy, 2 - kołnierz montażowy prądnicy, 3 – obejma montażowa, 4 – wałek wielowypustowy prądnicy, 5 – obudowa skrzynki napędów, 6 – tuleja napędowa z wewnętrznymi zębami wielowypustowymi, 7 – ząb wielowypustu tulei napędowej

Rys. 3.16. Wałek wielowypustowy prądnicy prądu przemiennego GT-40PCz6 przy długotrwałej pracy z przekoszeniem i przesunięciem mimośrodowym: 1- ślad ubytków materiałowych na wielowypustach wałka napędowego w kształcie „stożkowych" ubytków na płaszczyźnie przyporu

3.1.7. Podsumowanie rozważań dotyczących wad mechanicznych wąskopasmowych

Porównanie rzeczywistych (otrzymanych z pomiarów na obiektach fizykalnych) właściwości wykazuje, że czułość prądnic prądu stałego jest około 8÷20 razy większa niż prądnic prądu przemiennego. Wynika to z odmienności konstrukcyjnych prądnic prądu stałego i prądnic prądu przemiennego – wirnik prądnicy prądu stałego ma średnio statystycznie 8÷20 razy więcej żłobków wirnika niż prądnica prądu przemiennego par biegunów stojana. W związku z tym częstotliwość znamionowa prądnicy prądu stałego jest 8÷20 razy większa niż przemiennego [129]. Niemniej nawet dla prądnic-przetworników prądu stałego o największej liczbie żłobków na wirniku najtrudniejsze do monitorowania są luzy międzyzębne kół zębatych przekładni. Przyczyna tkwi w niewielkiej wartości tego luzu, która wynosi 0,3÷0,7% wartości podziałki modułowej dla poprawnie działających, niezużytych przekładni zębatych. Natomiast możliwe do wykrycia są stany awaryjne [42, 96, 104, 127, 129]:

- ułamania zębów,
- zwiększenie luzów do około 10% ÷20% wartości podziałki modułowej ($0{,}1 \div 0{,}2 \cdot \boldsymbol{m}$).

Nasuwa się pozorny wniosek, że gdzie to możliwe należy wykorzystywać tylko prądnice prądu stałego. W rzeczywistości górna częstotliwość okna obserwowalności prądnicy prądu stałego jest znacznie wyższa niż prądnicy prądu przemiennego. Należy pamiętać równocześnie, że wyższa górna częstotliwość to także wyższa dolna częstotliwość okna obserwowalności. Tak więc gdyby diagnosta chciał opierać się tylko na prądnicy-obserwatorze prądu stałego (rezygnując z pomiarów prowadzonych za pomocą prądnicy prądu przemiennego), traciłby możliwość monitorowania procesów wolnozmiennych. Do problemu tego powrócimy w dalszej części niniejszego opracowania, m.in. w rozdziale 4 podczas omawiania właściwości metrologicznych metod FAM-C i FDM-A.

Luzy par kinematycznych oraz błędy wykonania i montażu podzespołów mechanicznych mają swoje odzwierciedlenie w okresowych oscylacjach prędkości kątowej wirnika prądnicy. Charakter zmian tych oscylacji przenosi się na parametry modulacji częstotliwości napięcia prądnic pokładowych. Podczas eksploatacji zespołów napędowych, w miarę postępującego zużycia tribologicznego, wartości luzów i innych parametrów mechanicznych ogniw kinematycznych ulegają monotonicznym lub oscylacyjnym odchyleniom, które z kolei wtórnie powodują zmianę wartości parametrów okresowych oscylacji wirnika prądnicy. Charakter tych oscylacji przenosi się synchronicznie na parametry napięcia sieci pokładowej. Śledząc zmiany modulacji częstotliwości napięcia prądnicy, można obserwować zużywanie się poszczególnych ogniw kinematycznych mechanicznego traktu napędowego.

Luzy, przekoszenia lub mimośrodowości połączeń noszą w dalszej części pracy ogólną nazwę wad par kinematycznych. Powodują one periodyczną zmianę przebiegu chwilowej wartości prędkości kątowej elementu napędzanego. Każdy z tych przebiegów charakteryzuje się określonym okresem powtarzania, zależnym od parametrów konstrukcyjnych pary kinematycznej (np. liczby zębów wieńca koła zębatego).

Amplituda zmian chwilowej prędkości kątowej jest ściśle określona i proporcjonalna do parametru wady, np.:

- w przypadku par kinematycznych z luzami – głębokość wcięć (w wolnozmiennym przebiegu quasi-sinusoidalnym) wprost proporcjonalna do parametru luzu,
- w przypadku mimośrodu – do wartości a przesunięcia mimośrodowego,
- w przypadku przekoszenia połączeń – do wartości kąta przekoszenia β.

Z okresu powtarzania danego zjawiska można wnioskować o typie uszkodzonego ogniwa kinematycznego, natomiast z amplitudy – o wielkości parametru wady danej pary kinematycznej.

3.2. Wady mechaniczne szerokopasmowe

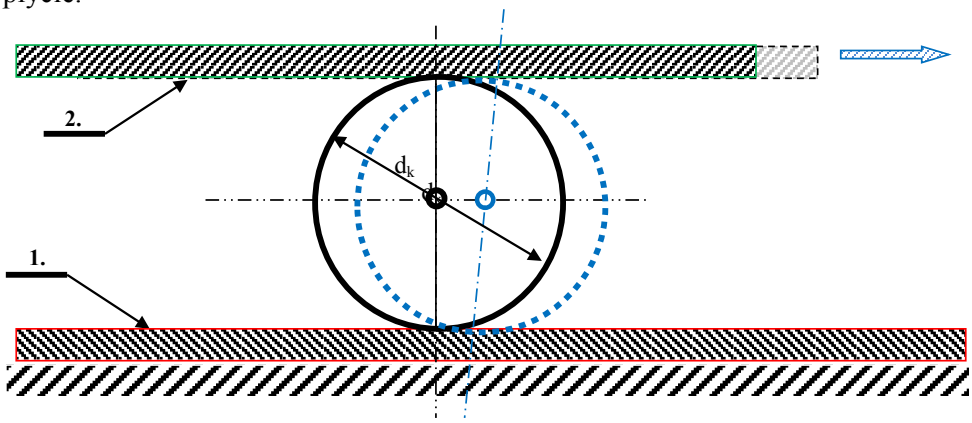
Zgodnie z [155] przyjmuje się, że jeżeli szerokość pasma zmodulowanego częstotliwościowo jest większa niż górna częstotliwość, to mówimy o modulacji szerokopasmowej. Na użytek niniejszego opracowania korzystniejsza jest definicja z teorii teletransmisji [3], gdzie jako sygnał szerokopasmowy uważa się sygnał o szerokości pasma większej niż częstotliwość podnośna. Inaczej mówiąc, w niniejszym opracowaniu podzespół mechaniczny generujący pasmo sygnału o szerokości większej niż wyliczeniowa wartość częstotliwości znamionowej tego podzespołu będzie uznawany jako podzespół generujący informacje o wadzie szerokopasmowej.

Jako reprezentatywne autor przedstawił łożyska toczne. To one generują szerokopasmowe drgania [73], co więcej, ich sygnały wibroakustyczne obfitują w szybkozmienne sygnały fluktuacyjne. Sygnały te odzwierciedlają z zasady znaczną liczbę niezależnych cech łożysk tocznych. Ich sygnałowe rozpoznanie i wymierne opisanie w metodach FAM-C i FDM-A [129] jest niezbędne do poprawnego postawienia diagnozy dotyczącej stanu technicznego łożyska tocznego. W takim właśnie ujęciu będzie mógł być spełniony postulat pracy [73], aby liczba niezależnych parametrów sygnału diagnostycznego była nie mniejsza od liczby parametrów stanu łożyska. Łożysko toczne jest zdolne do generowania drgań rezonansowych [15, 39, 40]. Zgodnie z [73] drgania rezonansowe mają charakter wysokoczęstotliwościowy (rzędu kilku kHz) i mogą wystąpić jedynie wtedy, gdy widmo SBK (sumarycznego błędu kształtu) ma charakter szerokopasmowy. Żeby śledzić parametry łożysk dotychczasowymi metodami wibroakustycznymi, trzeba było stosować wiele procesów filtracyjnych. Filtry te wymagały pracochłonnego przestrajania, zwłaszcza przy dochodzeniu do rezonansu. W metodach FAM-C i FDM-A [129] nie potrzeba przestrajać żadnych filtrów – wszystkie parametry są widoczne kompleksowo, co więcej – możliwa jest tu równoległa obserwacja nie tylko wszystkich parametrów danego łożyska jednocześnie, ale także wielu łożysk jednocześnie (jak również dodatkowo innych podzespołów mechanicznych). Limituje je tylko okno obserwowalności danej prądnicy-przetwornika.

3.2.1. Poślizg elementów tocznych łożyska tocznego i współczynnik toczenia

3.2.1.1. Geometria ruchu „idealnego" łożyska tocznego

Przemieszczanie się elementu tocznego pomiędzy bieżniami łożyska można rozpatrzyć na podstawie modelu przedstawionego na rys. 3.17. Liniowe przemieszczenie środka symetrii wałka, zgodnie z regułą dźwigni dwustronnej, będzie o połowę mniejsze niż przemieszczenie przesuwanego przedmiotu. Jednocześnie doświadczalnie można stwierdzić, że im mniejsza jest średnica elementu tocznego, tym szybciej się on obraca podczas przemieszczania przedmiotu na górnej płycie.



Rys. 3.17. Przemieszczanie dwóch płaskich płyt względem siebie na wałku tocznym: 1 – płyta dolna nieruchoma, 2 – płyta górna ruchoma (przemieszczany przedmiot), dk – średnica elementu tocznego (wałka lub kuli)

Łatwo również stwierdzić, że siła tarcia tocznego jest znacznie mniejsza niż siła potrzebna do przesunięcia górnej płyty po dolnej bez elementu tocznego.

Rozważania teoretycznie nieco się komplikują w łożysku tocznym. Element toczny (wałek albo kula) toczy się po bieżni wewnętrznej i zewnętrznej – płyty dolna i górna z rys. 3.17 zostają przekształcone w dwie współśrodkowe pierścienie (rys. 3.18). Element toczny łożyska tocznego o średnicy d_k toczy się po bieżni wewnętrznej. Po rozwinięciu na tej bieżni można obliczyć długość obwodu tego elementu tocznego:

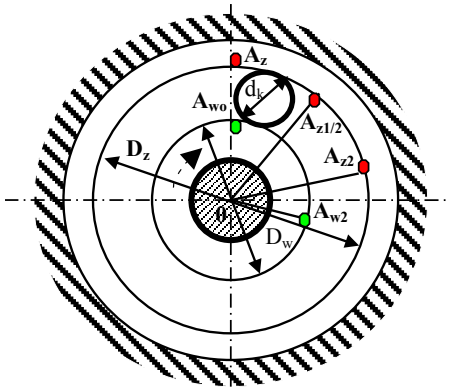
$$l_k = \pi \cdot d_k \tag{3.34}$$

Po rozwinięciu l_k na bieżni wewnętrznej (o średnicy D_w) można wykreślić łuk o długości $A_{wo}A_{w2}$. Jednocześnie tę samą długość obwodu l_k można odłożyć na średnicy bieżni zewnętrznej D_z, zakreślając łuk o długości $A_{zo}A_{z2}$ (rys. 3.18). Środek elementu tocznego podczas toczenia przemieszcza się o połowę długości tego łuku, czyli zakreśla łuk o długości $A_{oz1}A_{zo1/2}$. Stąd można wyznaczyć współczynnik toczenia p_s, wyrażony wzorem:

$$p_s = \frac{\sphericalangle 0A_{wo}A_{w2}}{\sphericalangle 0A_{oz1}A_{zo1/2}} \tag{3.35}$$

Po podstawieniu wartości kątów w mierze łukowej można otrzymać wartość znamionową współczynnika toczenia [113, 129]:

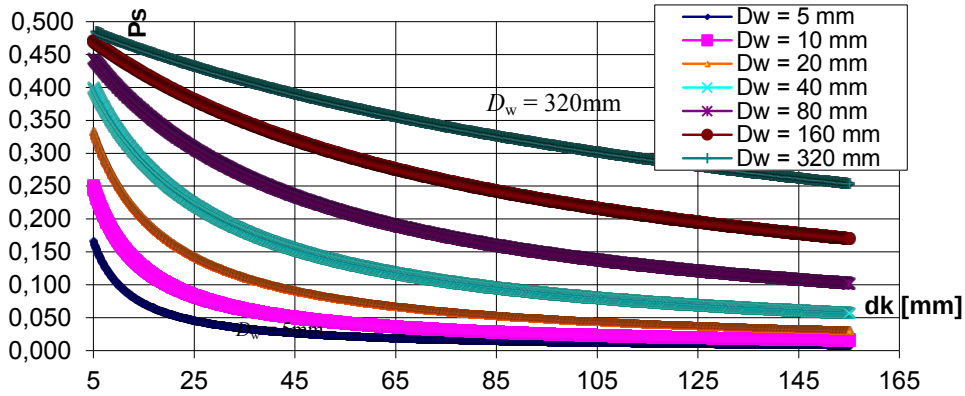
$$p_{sN} = \frac{D_w}{2\cdot\left(D_w + 2\cdot d_k\right)} \tag{3.36}$$



Rys. 3.18. Przemieszczanie się koszyka łożyska względem bieżni wewnętrznej: D_w – średnica bieżni wewnętrznej, D_z – średnica bieżni zewnętrznej, d_k – średnica elementu tocznego

Można zauważyć, że dla pomijalnie małych wartości średnicy elementu tocznego w stosunku do średnicy bieżni wewnętrznej (np. dla łożysk igiełkowych) wartość ta dąży do poziomu 0,5. Wraz ze zwiększaniem średnicy elementu tocznego, w stosunku do średnicy bieżni wewnętrznej, wartość tego współczynnika będzie się zmniejszać (rys. 3.19). Przy eksploatacyjnym zmniejszaniu się średnic elementów tocznych (na skutek zużycia ściernego) współczynnik toczenia będzie zwiększał swoją wartość (powyżej wartości znamionowej). Tak więc przy zmniejszaniu się średnic elementów tocznych (na skutek procesów ściernych) zwiększa się prędkość kątowa elementów tocznych. Zwiększa się również pręd-

kość kątowa „pociąganego" przez te elementy koszyka-separatora. Zmiana ta będzie wyraźniejsza (względnie większa) dla łożysk o mniejszej średnicy bieżni wewnętrznej, zaś dla tych o większej średnicy prędkość ta będzie mniej wyraźna (względnie mniejsza).



Rys. 3.19. Zmiana wartości znamionowej współczynnika toczenia p_{sN} w funkcji zmian średnicy elementu tocznego d_k przy danej średnicy bieżni wewnętrznej D_w

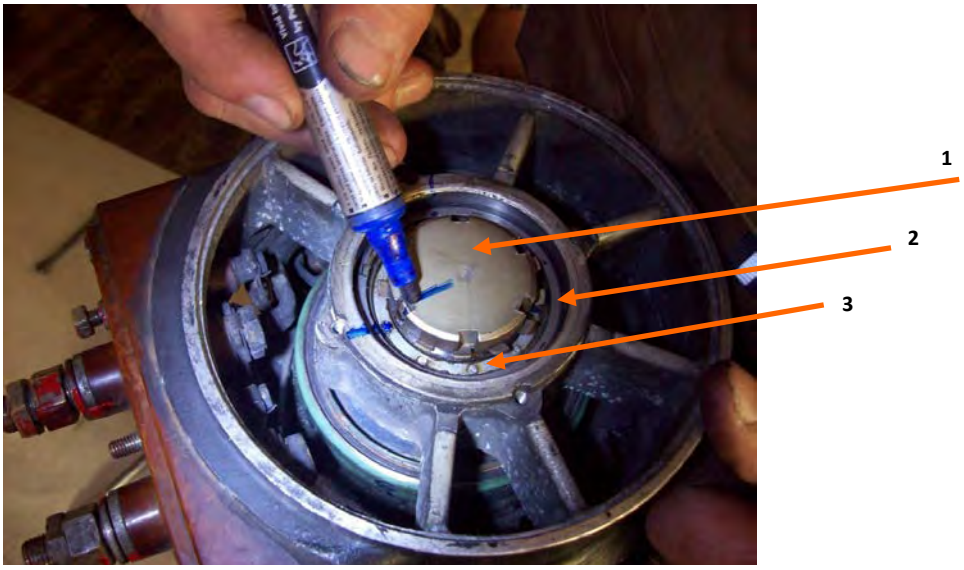
Wszelkie odchylenia realnej wartości współczynnika toczenia p_s od wartości znamionowej p_{sN} (określonej z parametrów konstrukcyjnych łożyska ze wzoru (3.36)) świadczą o zmianach w łożysku. Relacje kątowe wyrażone wzorem (3.36) mogą stać się prostym i skutecznym sprawdzianem zdatności łożysk tocznych. Wystarczy bowiem na obu pierścieniach łożyskowych nanieść (np. flamastrem) jeden wspólny znak na pierścieniu ruchomym (przeważnie wewnętrznym) i koszyku łożyska (rys. 3.20). Obracając pierścieniem ruchomym (np. wirnikiem prądnicy) urządzenia, należy obserwować ruch względny znaku na koszyku względem znaku na pierścieniu ruchomym. Przy pełnym obrocie pierścienia ruchomego, koszyk sprawnego łożyska powinien wykonać ułamek kąta pełnego określony wzorem (3.36). Dokładniejszy pomiar można otrzymać, obracając tak długo bieżnią ruchomą, aż koszyk wykona jeden pełny obrót – wówczas kąt zakreślony przez bieżnię ruchomą powinien wykonać liczbę obrotów równą odwrotności wartości określonej wzorem (3.36). W tablicy 2 zestawiono parametry pomocne przy sprawdzaniu łożysk tą metodą dla niektórych łożysk stosowanych w lotnictwie. Jeżeli kąt obrotu bieżni ruchomej będzie większy od wartości $360° \cdot 1/p_s$, to oznacza, że łożysko ma znaczny luz promieniowy i że elementy toczne w pewnych sektorach kątowych tracą kontakt mechaniczny z bieżnią. Jeżeli z kolei kąt ten byłby zbyt mały, to może to świad-

czyć o zablokowaniu ruchu obrotowego elementów tocznych na skutek np. zanieczyszczenia w pewnych sektorach kątowych.

Tablica 2

Wartość kąta obtoczenia dla wybranych gabarytów łożysk lotniczych

Lp.	D_w	d_k	p_{sN}	$1/p_{sN}$	$1/p_{sN}$	Kąt uzupełnający
-	[mm]	[mm]	-	-	[°]	[°]
1	5	5	0,167	6,0	2160	0
2	30	5	0,375	2,7	960	240
3	70	10	0,389	2,6	926	206
4	360	10	0,474	2,1	760	40



Rys. 3.20. Nanoszenie znaku kontrolnego na pierścieniu wewnętrznym oraz na koszyku łożyska tocznego prądnicy lotniczej: 1 – czop łożyska, 2 – bieżnia nieruchoma łożyska, 3 – koszyk łożyska

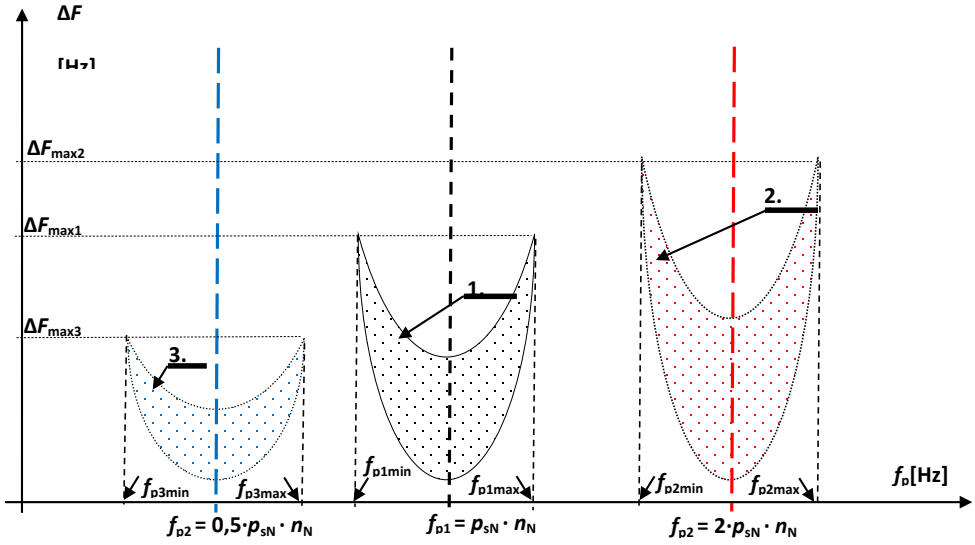
3.2.1.2. Poślizg i współczynnik toczenia i ich znaczenie dla kryterium klasyfikacji łożysk tocznych

Sposób sprawdzania stanu technicznego łożyska ukazany na rys. 3.20 i opisany pod koniec podrozdziału 3.2.1.1 może służyć jako sposób wstępny,

prosty i tani. Jest to możliwe w metodach FAM-C i FDM-A, gdzie analogiczne obserwacje są dokonywane podczas normalnej pracy łożyska (czyli w czasie pracy dozorowanego zespołu napędowego), przy różnych wartościach prędkości znamionowych i różnym poziomie obciążenia zespołu napędowego. Zmiana prędkości obrotowej łożyskowanego wału ma kardynalne znaczenie dla zjawisk dynamiki ruchu zachodzących w łożysku tocznym, głównie ze względu na zmianę sił hydromechanicznych oddziałujących na elementy toczne łożyska. Chodzi m.in. o właściwości tzw. filmu olejowego[2] [55, 179, 180, 198] tworzącego się pomiędzy elementami tocznymi a bieżniami łożyska tocznego. Dla łożyska „idealnego" w metodach FAM-C i FDM-A zbiór charakterystyczny będzie zbiorem „wąskopasmowym" o wartości częstotliwości kinematycznej równej iloczynowi: liczby elementów tocznych, prędkości kątowej łożyskowanego wału, tj. związanej z nim bieżni ruchomej (względem bieżni nieruchomej), i znamionowego współczynnika toczenia. Jeżeli teraz na skutek sił i momentów oporowych, np. spowodowanych zanieczyszczeniem łożyska, nastąpi zablokowanie ruchu obrotowego elementów tocznych z powodu np. zanieczyszczenia w pewnych sektorach kątowych, to zbiór charakterystyczny tego łożyska przemieści się w kierunku wyższych wartości wzdłuż osi odciętych 0-f_p. Na przebiegu częstotliwości chwilowej (w funkcji czasu) z kolei oscylacje zmian częstotliwości chwilowej będą miały mniejszą wartość okresu T. Z kolei kiedy łożysko ma znaczny luz promieniowy, to elementy toczne w pewnych sektorach kątowych tracą kontakt mechaniczny z bieżnią. Wówczas zbiór charakterystyczny tego łożyska przemieści się w kierunku niższych wartości na osi 0-f_p [114, 122, 123, 129, 136].

Na rys. 3.21 przedstawiono zbiory charakterystyczne o kształcie półksiężyca z podniesionymi do góry brzegami. Mają one znaczną szerokość pasma (f_{pmax}–f_{pmin}). Kształty i proporcje wynikają z obserwacji realnych zbiorów w lotniczych mechanicznych zespołach napędowych. Szerokość pasma wynika z nierównomierności współczynnika toczenia dla poszczególnych elementów tocznych.

[2] Zgodnie z [179], s. 18, „…Na odmienność zachowania się warstwy olejowej, zwanej filmem olejowym, w obszarze wysokich nacisków występujących w styku skoncentrowanym (m.in. w łożyskach tocznych, w napędach zębatych m.in.) zwrócił uwagę już w 1914 r. Martin (W. Brytania) i Gümbel (Niemcy). Jednakże podwaliny modelu smarowania elastohydrodynamicznego (EHD) dał dopiero w 1949 r. Grubin (ZSRR) na podstawie badań Ertela. Wykazał on, że zmiana lepkości oleju pod wpływem wysokiego ciśnienia może zwiększyć nośność filmu olejowego nawet dwukrotnie w stosunku do nośności przy konwencjonalnym smarowaniu hydromechanicznym…".



Rys. 3.21. Przemieszczanie się zbiorów charakterystycznych łożyska przy różnej wartości średniej współczynnika toczenia elementów tocznych: 1 – łożyska „idealnego" $p_{śśr} = p_{sN}$, 2 – łożyska o zwiększonych oporach łącznych toczenia $p_{śśr2} \approx 2 \cdot p_{sN}$, 3 – łożyska o zwiększonych luzach promieniowych $p_{śśr3} \approx 0{,}5 \cdot p_{sN}$

Wartość współczynnika toczenia wyznacza się z ilorazu wartości częstotliwości kinematycznej zbioru charakterystycznego danego łożyska tocznego do iloczynu znamionowej prędkości obrotowej i liczby elementów tocznych (do częstotliwości zablokowanego łożyska):

$$p_{ssr} = \frac{f_p}{n \cdot N} \tag{3.37}$$

gdzie:

f_p – częstotliwość kinematyczna danego zbioru charakterystycznego łożyska tocznego, n – wartość znamionowa prędkości kątowej w [obr/s], N – liczba elementów tocznych w danym łożysku.

W skrajnym przypadku dla zablokowanego koszyka (braku otaczania się elementów tocznych po bieżni) górna częstotliwość będzie miała wartość

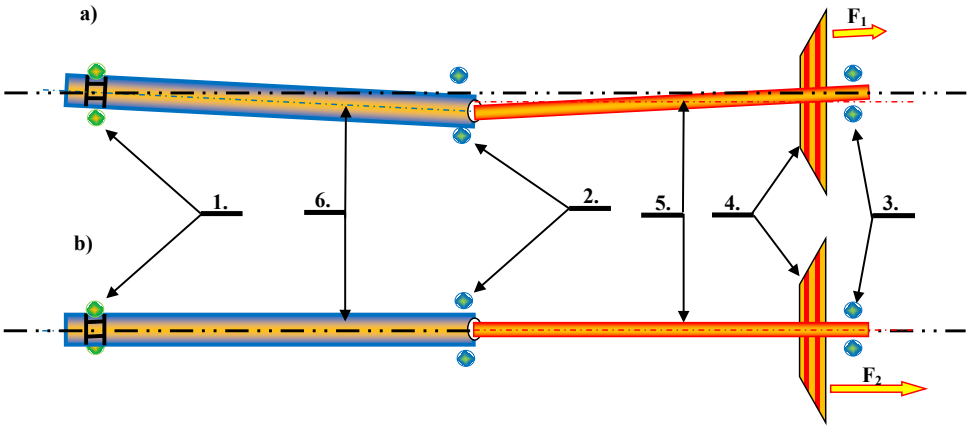
$$f_{\text{pmaxmax}} = n \cdot N \tag{3.37a}$$

Natomiast inny skrajny przypadek to brak kontaktu elementów tocznych z bieżnią, tj. $f_{\text{pminmin}} \approx 0$.

3.2.2. Niewspółosiowość i niewspółcylindryczność podpór łożyskowych wału

3.2.2.1. Niewspółosiowość podpór łożyskowych wału

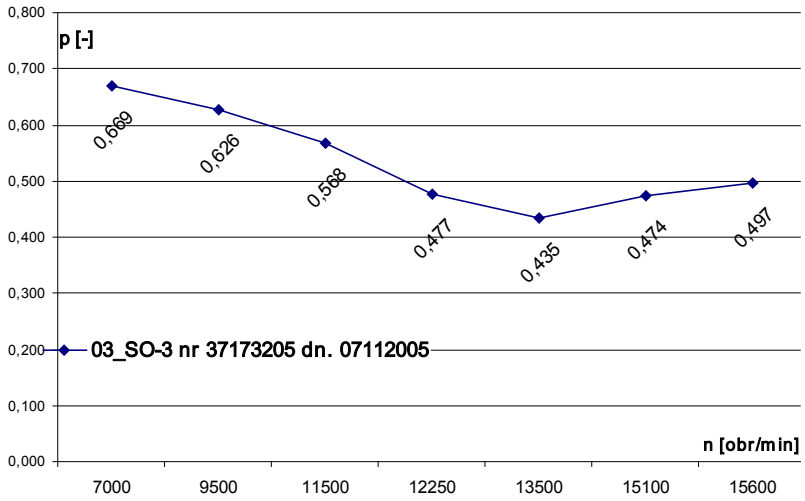
Niewspółosiowość podpór łożyskowych polega na przesunięciu środka symetrii łożyska środkowego względem linii łączącej środki symetrii łożyska przedniego i tylnego. Jeżeli środek symetrii łożyska środkowego będzie przesunięty do dołu (w kierunku wektora przyśpieszenia ziemskiego dla samolotu w położeniu „do startu") względem ww. linii, to występuje niewspółosiowość ujemna (rys. 3.22), jeżeli do góry – to niewspółosiowość dodatnia [44, 113, 114, 129, 133].



Rys. 3.22. Kinematyczny schemat poglądowy dla niewspółosiowości ujemnej podpór wału: a) „niska" prędkość obrotowa, b) „wysoka" prędkość obrotowa, 1 – łożysko oporowe przedniej podpory, 2 – łożysko środkowej podpory, 3 – łożysko tylnej podpory, 4 – turbina gazodynamiczna, 5 – wał turbiny gazodynamicznej, 6 – wał sprężarki, F_1 – siła reakcji turbiny przy „niskiej" prędkości obrotowej, F_2 – siła reakcji turbiny przy „wysokiej" prędkości obrotowej

Dla niewspółosiowości ujemnej przy niskich znamionowych prędkościach obrotowych łożysko środkowe jest średnio obciążone (rys. 3.22.a). Pod wpływem masy sprężarki (jej środek masy jest zbliżony geometrycznie do środka geometrycznego czopa łożyska środkowego) część siły ciężkości jest przenoszona przez wielowypust połączenia wielowypustowego (miejsce połączenia wału turbiny z wałem sprężarki). Wraz ze zwiększaniem prędkości znamionowej wzrasta siła podłużna od turbiny powodująca rozciąganie połączenia obu części wału (wał turbiny z wałem sprężarki), a zatem podnoszenie czopa łożyska środkowego do

góry (rys. 3.22.b), osiągając przy znamionowej prędkości obrotowej optymalnie równomierną szczelinę pomiędzy elementami tocznymi a bieżniami – warunki toczenia są wówczas najkorzystniejsze. Wówczas to na charakterystyce współczynnika toczenia w funkcji znamionowych prędkości obrotowych otrzymuje się lokalne minimum (rys. 3.23).

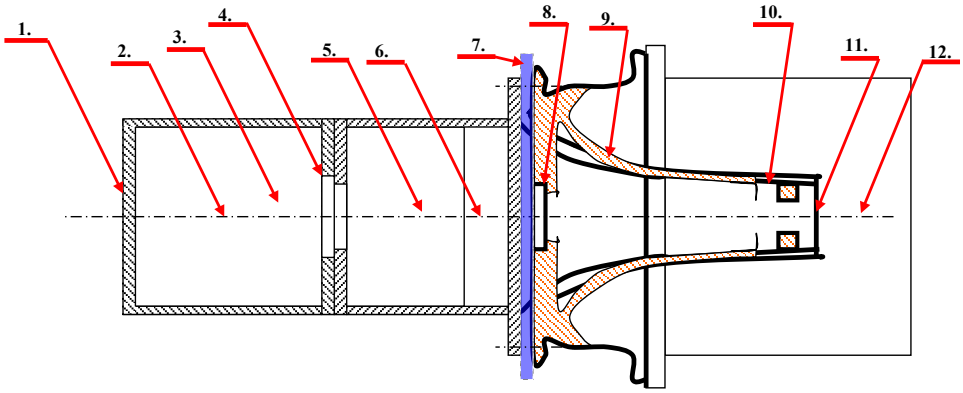


Rys. 3.23. Zmiany współczynnika toczenia łożyska środkowego silnika SO-3 z lokalnym minimum świadczącym o błędzie współosiowości

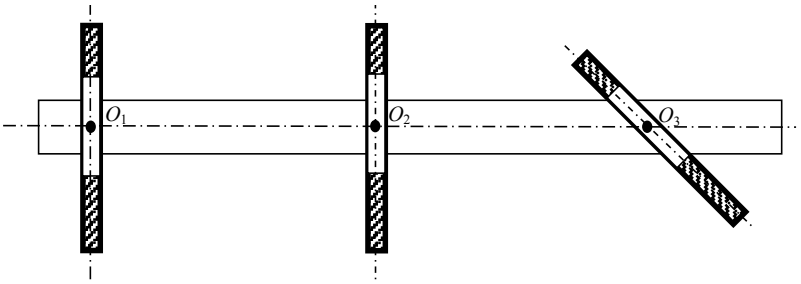
3.2.2.2. Niewspółcylindryczność gniazd podpór łożyskowych wału

Dla poprawnej pracy łożysk wałkowych istotna jest równoległość ścianek cylindrycznych gniazd wszystkich trzech łożysk danego silnika względem jego głównej podłużnej osi symetrii (rys. 3.24). Czasami obie części korpusu silnika (rys. 3.24, elementy 1 i 9) mają szlifowane gniazda łożyskowe oddzielnie – gniazdo w korpusie sprężarki (element 4) oddzielnie, gniazda w korpusie sprężarki (elementy 8 i 10) oddzielnie. Później, w procesie montażu zakładana jest podkładka dystansowa (rys. 3.24, element 7). Jest ona wcześniej kątowo szlifowana w zależności od wyników pomiarów współosiowości środków symetrii trzech gniazd łożyskowych. Tak więc powstaje niebezpieczeństwo, po zmontowaniu całego silnika, braku współosiowości osi symetrii łożyska środkowego w stosunku do osi symetrii łożyska tylnego. Podczas wciskania łożysk przy pomocy prasy hydraulicznej ich rzeczywista oś symetrii jest prowadzona przez powierzchnie cylindryczne gniazd łożyskowych. Po dobraniu podkładki dystansowej (pomiędzy korpusem sprężarki a korpusem turbiny) łożyska te są wciskane, zaś obie części korpusu skręcane ze sobą na śruby. Najkorzystniejszym rozwiązaniem byłoby

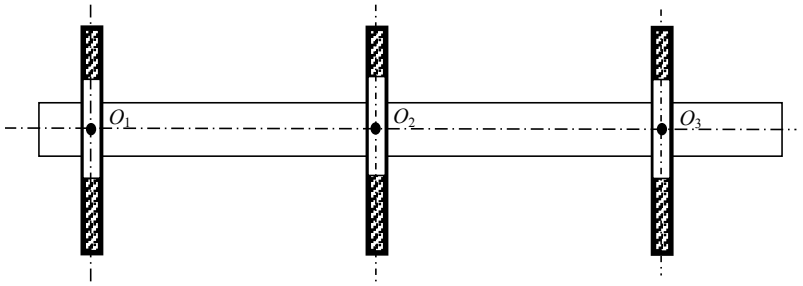
szlifowanie wszystkich trzech gniazd przy jednym zamocowaniu obu części korpusu wraz z podkładką dystansową (element 8) [114, 133]. Jeśli jest to niemożliwe, z uwagi na istniejący park maszynowy, to zastępczo można utrzymać istniejącą technologię, jednak z pewnymi modyfikacjami. Bazową linią powinny być wówczas nie środki symetrii gniazd łożyskowych, lecz linie (tzw. tworzące) powierzchni cylindrycznych gniazd łożyskowych (rys. 3.24.a i 3.24.b). Według nich powinny być złożone obie części korpusu silnika i wówczas powinny być nawiercone (rozwiercone) w kołnierzu obu części korpusu otwory pod śruby pasowane (śruby, których średnica jest ściśle dopasowana do średnicy otworu).



Rys. 3.24. Przekrój silnika jednoprzepływowego, jednowałowego typu SO-3 z walcami kontrolnymi przygotowanymi do pomiaru mechanicznego współśrodkowości gniazd łożyskowych: 1 – korpus turbiny, 2 – znak kontrolny zewnętrzny walca kontrolnego nr 1, 3 – walec kontrolny nr 1, 4 – gniazdo łożyska tylnego, 5 – znak kontrolny wewnętrzny walca kontrolnego nr 1, 6 – znak kontrolny wewnętrzny walca kontrolnego nr 2, 7 – podkładka dystansowa pomiędzy korpusem sprężarki a korpusem turbiny, 8 – gniazdo łożyska środkowego, 9 – korpus sprężarki, 10 – gniazdo łożyska tylnego, 11 – walec kontrolny nr 2, 12 – znak kontrolny zewnętrzny walca kontrolnego nr 2



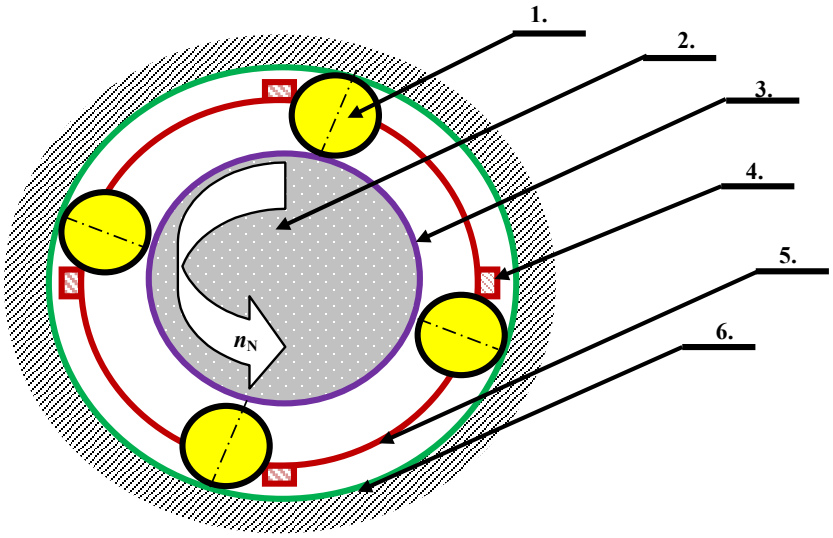
Rys. 3.24.a. Trzy gniazda łożyskowe z zaznaczeniem środków symetrii z zachowaniem współosiowości środków symetrii gniazd łożyskowych według typowych pomiarów stosowanych przez zakład remontowy, ale z przekoszeniem tworzącej powierzchnię cylindryczną gniazda łożyskowego nr 3



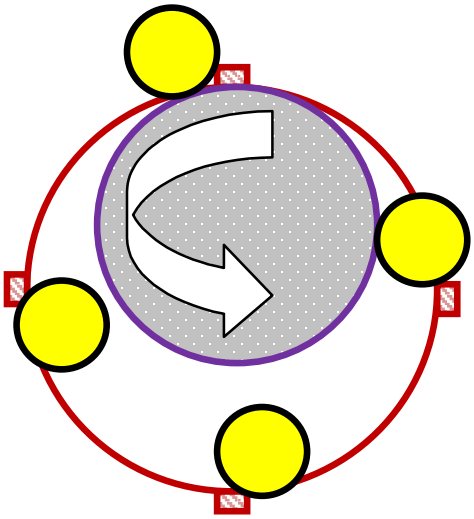
Rys. 3.24.b. Trzy gniazda łożyskowe z zaznaczeniem środków symetrii z zachowaniem współosiowości środków symetrii gniazd łożyskowych według pomiarów typowo stosowanych przez zakład remontowy bez przekoszenia: O_1 – środek symetrii gniazda łożyska przedniego (łożyska oporowego przedniej podpory), O_2 – środek symetrii gniazda łożyska środkowego (łożyska środkowej podpory), O_3 – środek symetrii gniazda łożyska tylnego (łożyska tylnej odpory)

3.2.3. Opadnięcie koszyka-separatora łożyska tocznego na bieżnię wewnętrzną

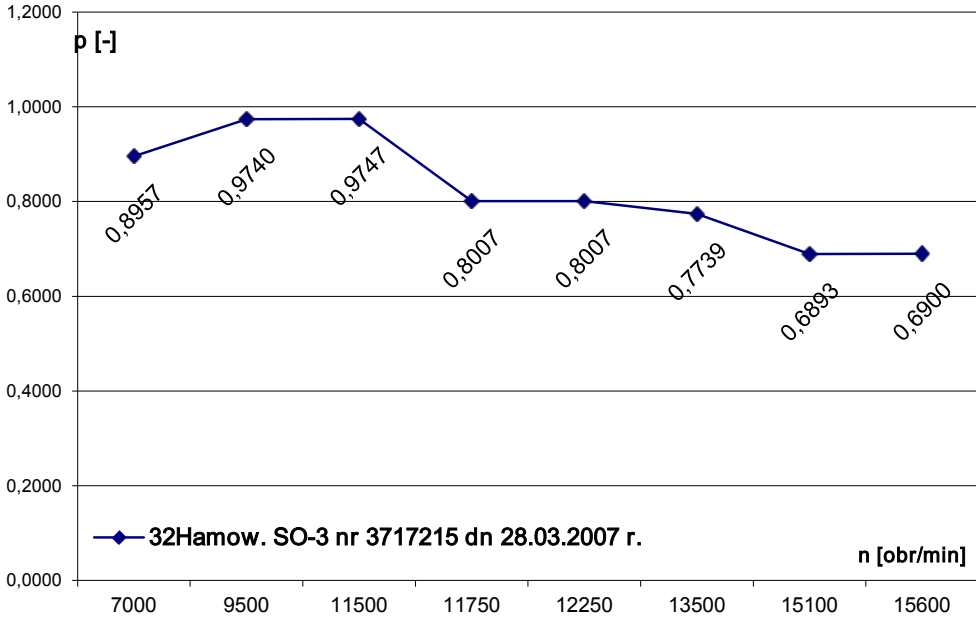
Jak zaznaczono w podrozdziale 3.2.1, „idealne" łożysko toczne odznacza się toczeniem bez poślizgów swoich elementów tocznych po bieżni wewnętrznej i zewnętrznej. Elementy toczne ciągną za sobą koszyk separatora (rys. 3.25). Relacje ilorazu prędkości kątowej koszyka względem prędkości łożyskowanego czopa wału przedstawia współczynnik p_{sN} opisany wzorem (3.36). W tablicy 2 zestawiono wartości p_{sN} dla różnych wymiarów geometrycznych łożysk tocznych. Wartości te zawierają się w granicach p_{sN} = 0,167÷0,474 [114, 133]. Tak więc prędkość kątowa koszyka-separatora jest zacznie mniejsza niż prędkość kątowa łożyskowanego czopa wału (stanowi 0,167÷0,474 jego wartości). Sytuacja zmienia się, kiedy np. na skutek zwiększenia (przez zużycie ścierne) wielkości okien separatora – koszyk opadnie na bieżnię wewnętrzną (rys. 3.26). Wówczas to koszyk zaczyna się szybciej obracać z prędkością zbliżoną do prędkości czopa łożyskowanego wału. Po opadnięciu na charakterystyce zależności współczynnika toczenia od znamionowej prędkości obrotowej pojawia się charakterystyczne lokalne maksimum (rys. 3.27) [114, 136]. Dla porównania dla łożyska poprawnie działającego (bez opadniętego na bieżnię wewnętrzną koszyka-separatora) zależność ta jest monotonicznie opadająca (rys. 3.26). Po opadnięciu koszyk-separator wyciera na bieżni wewnętrznej łożyska charakterystyczne ślady (rys. 3.29, szczegół 2). Równocześnie pierścienie spinające koszyka-separatora noszą także ślady ocierania o wspomnianą bieżnię (rys. 3.30). Elementy separujące koszyka-separatora po opadnięciu mają zwykle wyszlifowania – ślad ocierania o wygiętą kryzę bieżni zewnętrznej łożyska tocznego (rys. 3.31, szczegół 2).



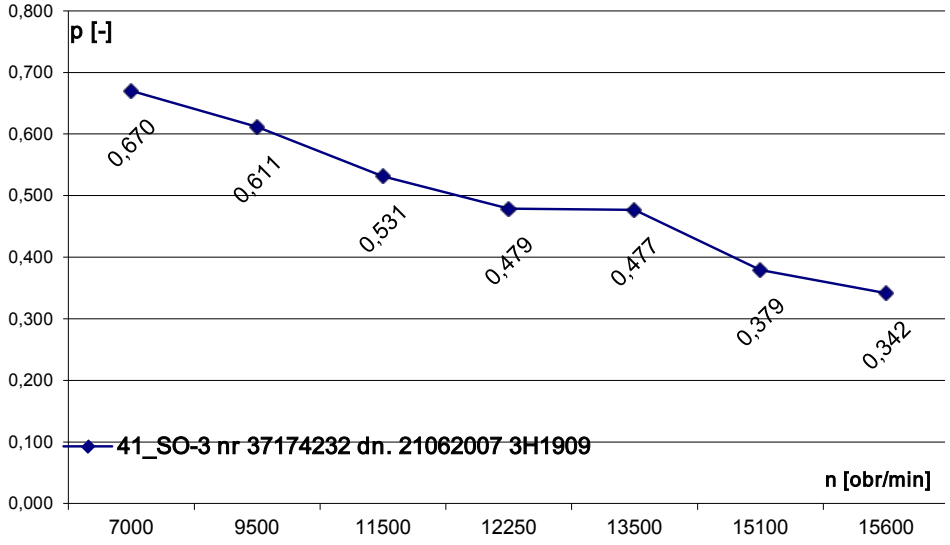
Rys. 3.25. Sposób współpracy łożyska przy normalnym toczeniu się elementów tocznych pomiędzy bieżniami – elementy toczne swym obwodem pociągają koszyk łożyska: 1 – element toczny, 2 – czop łożyska (strzałką oznaczono jego kierunek obracania, 3 – bieżnia wewnętrzna łożyska, 4 – separator koszyka, 5 – pierścień spinający koszyka, 6 – bieżnia zewnętrzna (osadzona na wcisk w korpusie zespołu napędowego)



Rys. 3.26. Sposób współpracy elementów łożyska tocznego po opadnięciu koszyka – koszyk uzyskuje zwiększoną prędkość i zaczyna wtórnie napędzać elementy toczne



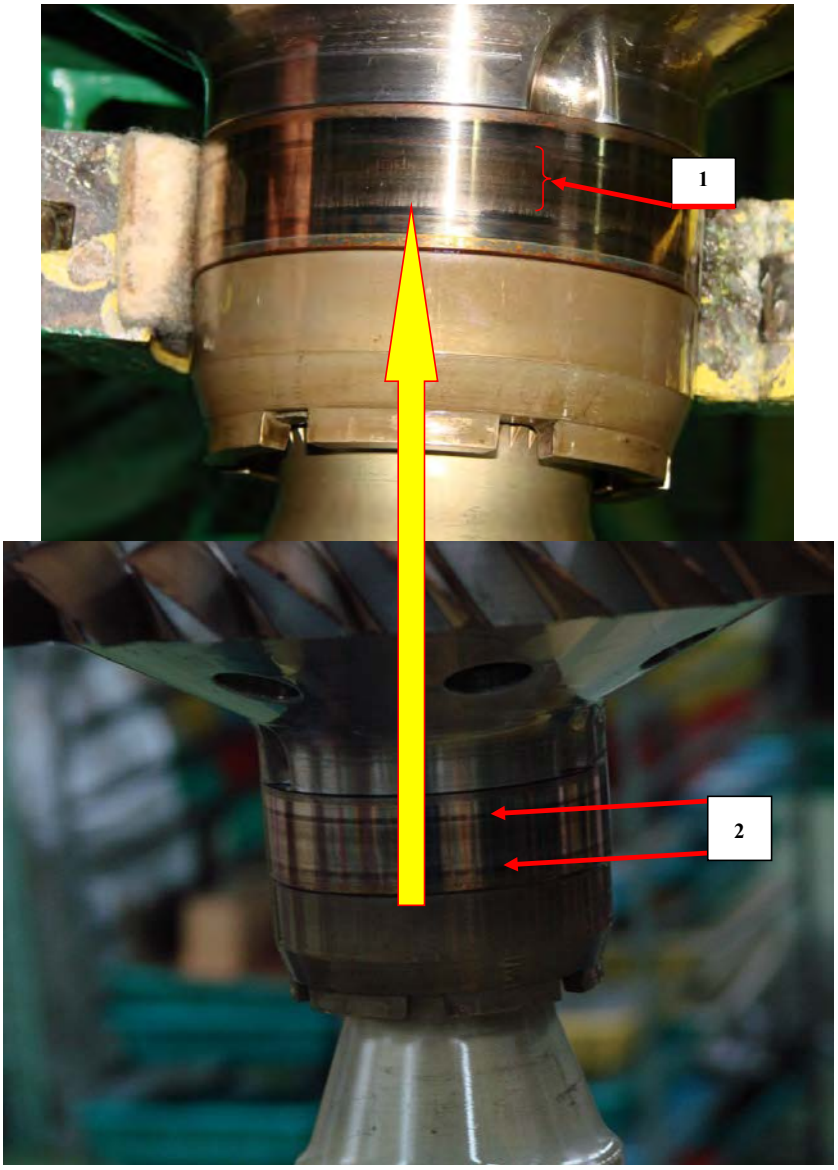
Rys. 3.27. Zmiany współczynnika toczenia (w funkcji prędkości obrotowej) łożyska środkowego silnika SO-3 z lokalnym maksimum świadczącym o opadnięciu koszyka na bieżnię wewnętrzną



Rys. 3.28. Zmiany współczynnika toczenia (w funkcji prędkości obrotowej) łożyska środkowego silnika SO-3 poprawnie działającego

a)

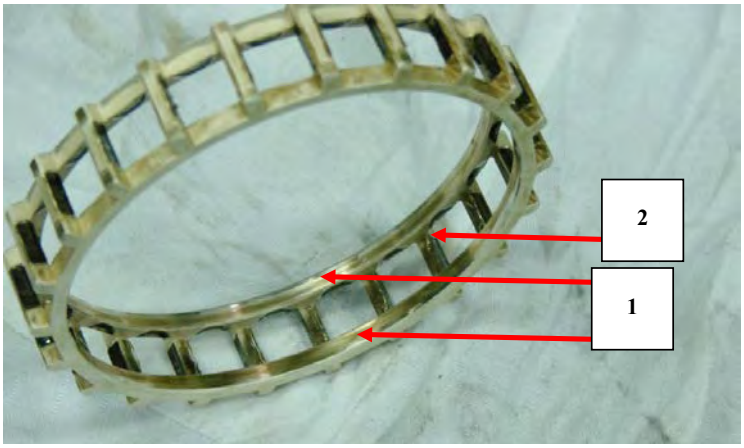
b)



Rys. 3.29. Bieżnia wewnętrzna łożyska środkowego: a) zbliżenie: pierścień wewnętrzny łożyska środkowego z widocznymi śladami bruzdowania, b) rzut ogólny: 1 – ślady bruzdowania, (pofałdowania powierzchni bieżni wewnętrznej) 2 – ślady „wyszlifowań" bieżni po opadnięciu koszyka

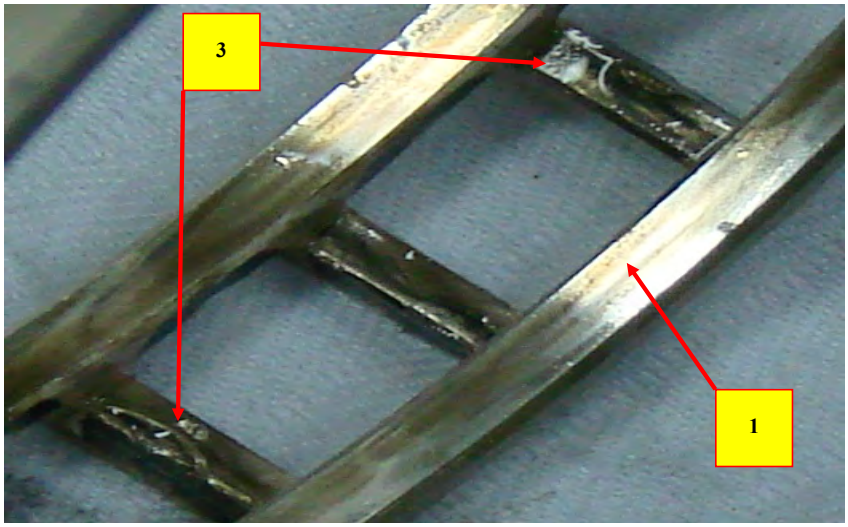
Pierścienie spinające separatora łożyska środkowego noszą ślady ocierania o bieżnię wewnętrzną (rys. 3.30, szczegół 1) oraz o kryzę bieżni zewnętrznej (rys. 3.31, szczegół 2). Separator łożyska środkowego nosi ślady działania znacz-

nych sił obwodowych – w oknach separatora widoczne są wypływki materiału koszyka-separatora w miejscu styczności krawędzi okna koszyka z elementami tocznymi – niekiedy widoczne są w tych miejscach wypływki materiału koszyka-separatora (rys. 3.32, szczegół 2). Okna separatora są powiększone. Wszystkie wałki łożyska środkowego (w związku z powiększonymi oknami) wysypują się po zdemontowaniu.



Rys. 3.30. Koszyk łożyska środkowego – widok w rzucie ukośnym – ze śladami ocierania o czop: 1 – ślady ocierania pierścieni spinających, 2 – wyszlifowania na elementach separujących

Rys. 3.31. Koszyk łożyska środkowego – rzut pionowy – ze śladami ocierania o kryzę bieżni wewnętrznej łożyska: 2 – wyszlifowania na elementach separujących



Rys. 3.32. Koszyk łożyska środkowego – zbliżenie: 1 – ślady ocierania na obwodzie koszyka, 3 – wypływki na krawędzi elementów separujących koszyka w miejscu ich styczności z elementami tocznymi

3.2.4. Rezonans łożyska tocznego i jego odzwierciedlenie w kształcie zbiorów charakterystycznych FDM-A

Stany rezonansowe w łożyskach mogą być spowodowane różnymi przyczynami, m.in. błędami geometrii montażu podpór łożyskowych (odchylenia geometrii mocowania łożyska tocznego w gnieździe lub na czopie, odchylenie geometrii czopa lub gniazda) lub nieodpowiednim przechowywaniem, zwłaszcza w kompletnym urządzeniu np. silniku (brak okresowego przetaczania elementów tocznych) [15, 47, 73, 129, 160, 169, 176, 179, 237, 244]. Wówczas dochodzi do utworzenia na obwodzie bieżni tzw. fałszywych odcisków Brinnella, które w późniejszej eksploatacji stają się „basenami przyciągania" [5] elementów tocznych. Zdaniem autora, lotnicze łożyska toczne w lotnictwie SZ RP są poprawnie przechowywane podczas magazynowania i montowane, zaś „fałszywe odciski Brinnella" są raczej spowodowane silnym dociskaniem elementów tocznych do bieżni zewnętrznej przez czop sprężarki pod wpływem zjawisk, które zostały opisane w poprzednim rozdziale. Autor niejednokrotnie uczestniczył w demontażu łożysk, w których wcześniej (przy pomocy metody FDM-A) obserwowano stan rezonansu mechanicznego łożysk tocznych podczas eksploatacji silnika lotniczego. Po demontażu zwykle stwierdzano istnienie na bieżni zewnętrznej „fałszywych odcisków Brinnella". Zazwyczaj liczba tych odcisków była równa liczbie elementów tocznych danego łożyska tocznego.

Liczba ta nie zgadza się z wartością iloczynu liczby elementów tocznych N i wartości współczynnika toczenia p_{sN} normalnie pracującego łożyska tocznego. (Pozornie liczba odcisków na bieżni powinna być równa iloczynowi liczby elementów tocznych i wartości współczynnika toczenia). Ponieważ w rzeczywistości liczba odcisków jest równa liczbie elementów tocznych danego łożyska, autor sądzi, że zanim dojdzie do stanu rezonansu elementów tocznych, musi dojść do synchronizacji prędkości kątowej koszyka z prędkością kątową czopa. Aby do tego doszło, wcześniej musi dochodzić do zwiększenia wymiarów okien w koszyku (na skutek tarcia ślizgowego między elementami tocznymi a krawędzią okna koszyka). Następnie koszyk opada. Potwierdzają to obserwacje dokonywane metodami FAM-C i FDM-A [123, 129, 136, 147]:

- przed wystąpieniem stanu rezonansu występuje systematyczne zwiększanie wartości składowej wolnozmiennej pulsacji, czyli obwiedni, na przebiegu $f_i = f(t)$ kanału AC (rys. 3.8) dla wszystkich prędkości obrotowych, świadczące o zwiększaniu luzów obwodowych węzła łożyskowego,
- pojawiają się symptomy opadnięcia koszyka na bieżnię wewnętrzną – na charakterystyce toczenia $p_s = f(n)$ (uzyskane z kanału pomiarowego DC) pojawia się lokalne ekstremum dodatnie (lokalne maksimum) – rys. 3.27.

Z chwilą opadnięcia koszyka przestaje on być napędzany przez elementy toczne (uzyskujące w „normalnym" stanie napęd od bieżni łożyskowych), lecz uzyskuje napęd bezpośrednio od bieżni wewnętrznej. W związku z tym koszyk zwiększa swoją prędkość kątową i zaczyna sam napędzać elementy toczne (rys. 3.26). Tak więc po opadnięciu koszyka na bieżnię wewnętrzną jego prędkość zwiększa się z poziomu prędkości:

$$\omega_k = p_s \cdot \omega_{cz} \tag{3.38}$$

gdzie:
ω_k – prędkość kątowa koszyka, ω_{cz} – prędkość kątowa czopa;

do prędkości czopa z uwzględnieniem przełożenia utworzonej przekładni ciernej, przy założeniu braku poślizgu, którą można wyrazić wzorem:

$$\omega_k = \omega_{cz} \cdot D_w/D_k \tag{3.39}$$

gdzie:
D_k – średnica wewnętrzna koszyka.

Wartość D_k jest w praktyce większa o kilka procent od wartości D_w, w związku z czym prędkość kątowa koszyka jest także mniejsza o kilka procent od prędkości czopa. Jednakże dzięki siłom obwodowo-sprężystym koszyka i oddziaływaniu elementów tocznych odbijających się pomiędzy koszykiem a bieżnią wewnętrzną koszyk może osiągnąć prędkość kątową czopa. Ruch elementu tocznego podczas rezonansu odbywa się promieniowo. Jeżeli z jakichkolwiek przyczyn prędkość koszyka zmniejszy się powyżej prędkości czopa, to element toczny uderzy w okno koszyka i zwiększy jego prędkość kątową. Wówczas następuje synchronizacja prędkości kątowej koszyka z prędkością kątową czopa. Oczywiście zjawisko synchronizowania prędkości kątowej koszyka z prędkością kątową czopa działa i w drugą stronę – jeżeli prędkość koszyka przekroczy prędkość czopa, to nastąpi uderzenie drgającego elementu tocznego w przeciwbieżną krawędź okna koszyka i nastąpi jego przyhamowanie [123, 129].

W wyniku powyższych rozważań może zrodzić się pytanie, dlaczego elementy toczne podczas rezonansu promieniowego łożyska żłobią i pogłębiają „fałszywe odciski Brinnella" w ściśle określonym miejscu? Otóż, zdaniem autora, elementy toczne wpadające stochastycznie do zagłębień w bieżni zewnętrznej wyhamowują część swojej energii obrotowej, przez co odbywa się standaryzacja ich prędkości obrotowej. Jeżeli element toczny wytraci w „fałszywym odcisku Brinnella" zbyt wiele energii, nie zdąży wówczas odbić się wystarczająco szybko od bieżni zewnętrznej i zostanie pociągnięty po bieżni zewnętrznej przez „nadbiegający" element koszyka. Zostanie w ten sposób zmuszony, poprzez obtaczanie pomiędzy bieżniami, do zwiększenia swojej energii. W ten sposób element toczny nabierze większej prędkości obrotowej. Jeżeli – odwrotnie – element toczny ma zbyt dużą energię obrotową, to zamiast od razu odbić się od „fałszywego odcisku Brinnella", przetacza się po bieżni. Wówczas nadbiegający element separujący koszyka uderza element toczny, wyhamowując prędkość obrotową elementu tocznego. Powyższy opis zachowania się elementów tocznych podczas rezonansu jest przypuszczeniem autora – jego potwierdzenie wymaga wielu badań eksperymentalnych i analiz. Jednakże faktem jest, że na zniszczonych łożyskach o nadmiernych luzach promieniowych podczas demontażu stwierdzano „fałszywe odciski Brinnella" (rys. 3.34) [123, 136]. Zgodnie z literaturą [15, 73, 176, 197], odciski te jednoznacznie świadczą o promieniowym rezonansie wewnętrznym łożyska tocznego. Jednocześnie dla takich właśnie łożysk autor obserwował (podczas eksploatacji silnika turbinowego) zwiększającą się względną wysokość zbiorów charakterystycznych otrzymywanych metodą FDM-A (względna wysokość zbioru charakterystycznego – iloraz wysokości zbioru charakterystycznego $A = \left| \{\Delta F_i\}_{max} \right| + \left| \{\Delta F_i\}_{min} \right|$ do jego szerokości, tj. do szerokości pasma częstotliwości zajmowanego przez ten zbiór charakterystyczny $\Delta f_{pj} = f_{pmaxj} - f_{pminj}$) [100, 101, 123, 129].

Wzrastała także wartość dobroci zbiorów charakterystycznych

$$Q = f_{oj} / \Delta f_{poj} \tag{3.40}$$

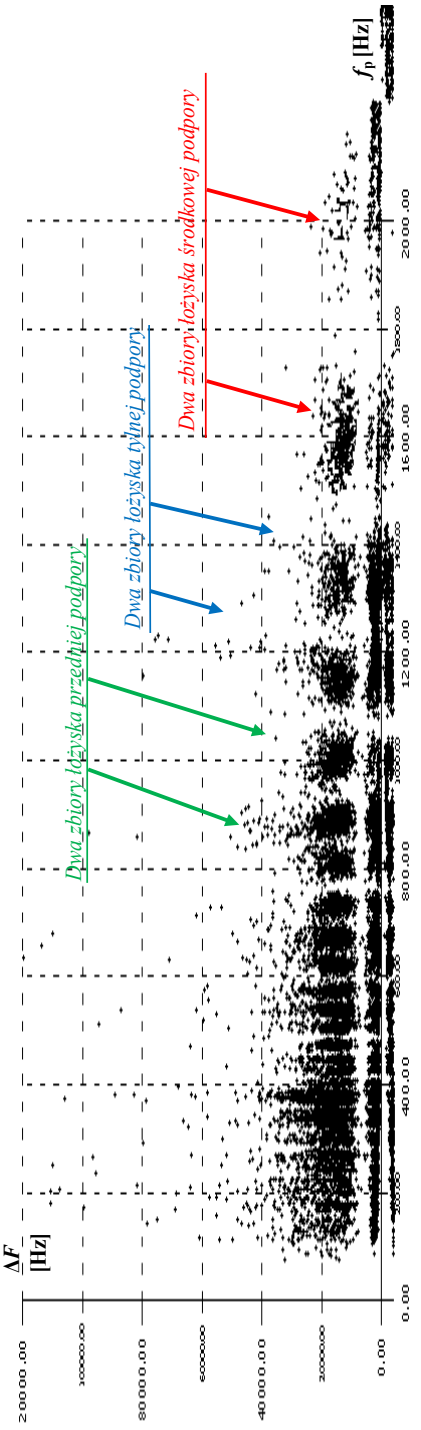
gdzie:

f_{oj} – częstotliwość „nośna" danego zbioru charakterystycznego ($f_o \approx p_s \cdot f_N$) łożyska nr j, Δf_{poj} – szerokość pasma zbioru charakterystycznego danego łożyska nr j.

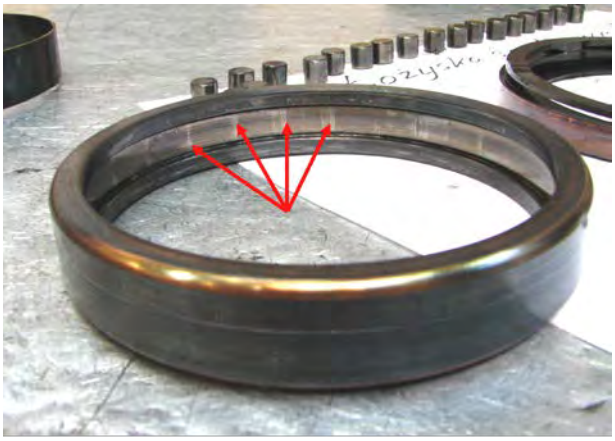
Ponadto autor obserwował, w miarę pogłębiania się stanów rezonansowych, rozseparowywanie (rozłączanie) się zbiorów charakterystycznych. W trakcie dalszej eksploatacji zbiory te rozpadały się w pionie i w poziomie na oddzielne podzbiory (rys. 3.33) [100, 101, 123, 129]. Zbiory te miały wysoką wartość dobroci $Q > 10$. Dla porównania, zbiory charakterystyczne dla łożyska bez rezonansu łączą się ze sobą (rys. 3.40 i 3.41) i mają niską wartość dobroci $Q < 10$. Podczas eksploatacji łożyska w stanie tak wysokiego poziomu dobroci następują na bieżniach „fałszywe odciski Brinella". Jeśli eksploatacja w takim stanie jest przedłużana, to może nastąpić wiele nieodwracalnych zjawisk, stanowiących zagrożenie dla bezpieczeństwa:

- wyłamanie się elementów separujących koszyka łożyska tocznego;
- nadmierne zwiększenie luzów promieniowych (na skutek intensywnego zużycia ściernego powierzchni elementów tocznych oraz bieżni) – możliwość pojawienia się przesunięcia osi symetrii zespołu wirnikowego względem osi symetrii korpusu – w krańcowym przypadku nastąpi ocieranie[3] łopatek turbiny lub sprężarki o dyfuzor;
- drgania samowzbudne systemu transmisji mocy odczuwalne przez personel pokładowy (jednakże często niewykrywane przez etatowe pokładowe czujniki wibracji) [7, 95] w postaci wibracji płatowca;
- nadmierny wzrost zawartości opiłków w układzie olejowym;
- utrata pasowania (intensywne poślizgi) pomiędzy czopem a pierścieniem wewnętrznym łożyska.

[3] Zjawisko ocierania zespołu wirnikowego o korpus na silniku zamontowanym na samolocie TS-11 autor zaobserwował po 60 h eksploatacji węzła łożyskowego przy wartości dobroci mechanicznej (uśrednionej z wartości Q dla wszystkich prędkości obrotowej) Q>11 przez czas Θ.



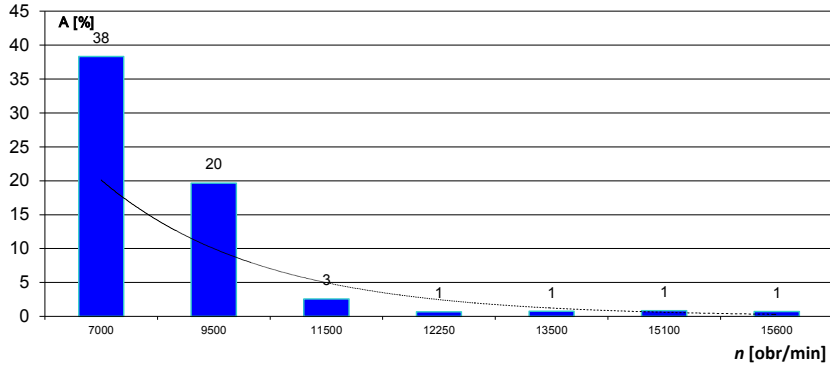
Rys. 3.33. Zbiory charakterystyczne dla łożysk z rezonansem



Rys. 3.34. „Fałszywe odciski Brinella" (zaznaczono strzałkami) na bieżni łożyska długotrwale pracującego w stanie rezonansowym

3.2.5. Stan wynikający ze zbyt silnie zaciśniętego łożyska tocznego i jego odzwierciedlenie w kształcie zbiorów charakterystycznych

Zgodnie z literaturą [18, 119, 176, 179, 261, 269, 291], ciasne pasowanie łożyska na czopie lub w oprawie może spowodować skasowanie luzu promieniowego łożyska, a nawet wywołać zacisk wstępny elementów tocznych. Zwiększa to znacznie opory toczenia, szczególnie przy niewielkich obciążeniach.



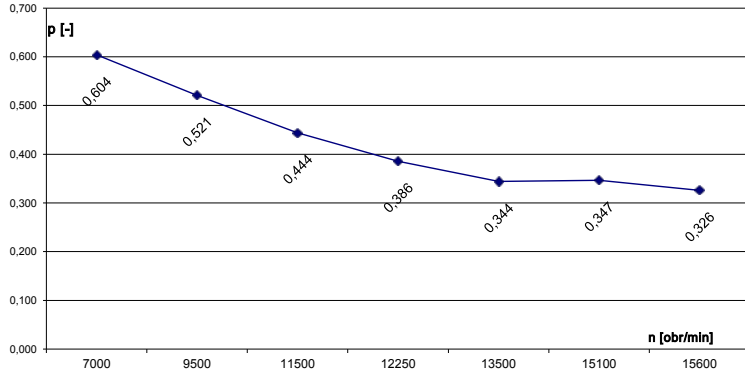
Rys. 3.35. Charakterystyka wysokości zbiorów charakterystycznych poprawnie osadzonego łożyska tocznego w zależności od wartości znamionowej prędkości obrotowej wału

Analizując dane z monitoringu podpór łożyskowych przeprowadzonego metodami FDM-A oraz FAM-C oraz dane literaturowe [15, 73, 114, 136, 244, 272], stwierdzono, że najdłuższą eksploatację węzła łożyskowego w turbinowych silnikach lotniczych zapewniają łożyska toczne o normatywnych (zgodnych z WT na

dany silnik) luzach promieniowych. Ich charakterystyka oporów łącznych (wysokość zbiorów charakterystycznych uzyskanych metodą FDM-A) maleje wraz ze wzrostem znamionowej prędkości obrotowej (rys. 3.35).

Normatywna wartość luzów pomiędzy elementem tocznym a bieżnią umożliwia przepływ oleju smarnego w ramach tego luzu. Olej wraz ze wzrostem wartości znamionowej prędkości obrotowej zwiększa swoją nośność hydromechaniczną [148, 158, 179, 180, 198, 261], co znacznie poprawia warunki pracy łożyska: łagodzi uderzenia pomiędzy elementem tocznym a nierównomiernościami na bieżni, poprawia chłodzenie i zwiększa nośność. Jednakże nadmierna wartość luzu promieniowego (powyżej wartości wykazanej w WT) lub zwiększenie wydajności pompy olejowej w instalacji smarowania łożyska powoduje zwiększenie oporów ruchu. Zwiększają się wówczas tzw. opory brodzenia spowodowane wzrostem tarcia wiskotycznego – powoduje to spłaszczenie wspomnianej charakterystyki [129, 176], przedstawionej na rys. 3.35.

Dla łożyska o poprawnej (zgodnej z WT) wartości luzów promieniowych, charakterystyka współczynnika toczenia p_s (iloraz prędkości kątowej koszyka i prędkości kątowej czopa) w zależności od znamionowej prędkości obrotowej n przyjmuje kształt wykładniczy monotonicznie malejący z powodu wzrostu oddziaływania sił hydromechanicznych przy zwiększających się wartościach znamionowej prędkości obrotowej (rys. 3.36). Im większe będą wartości luzów promieniowych, tym mniejsze będą wartości p_s.

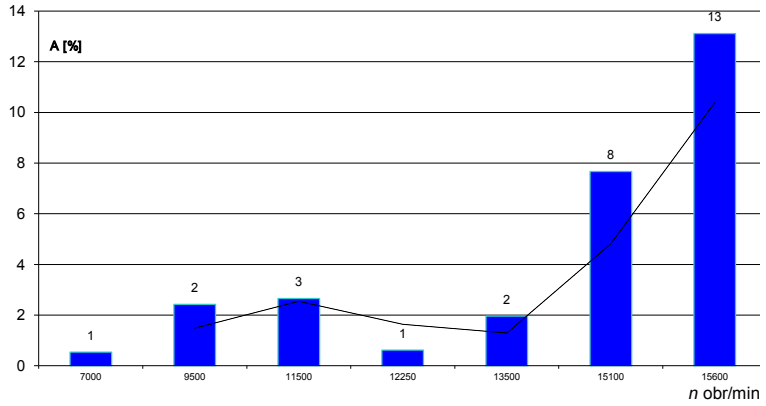


Rys. 3.36. Charakterystyka współczynnika toczenia dla poprawnie osadzonego łożyska tocznego w zależności od wartości znamionowej prędkości obrotowej wału

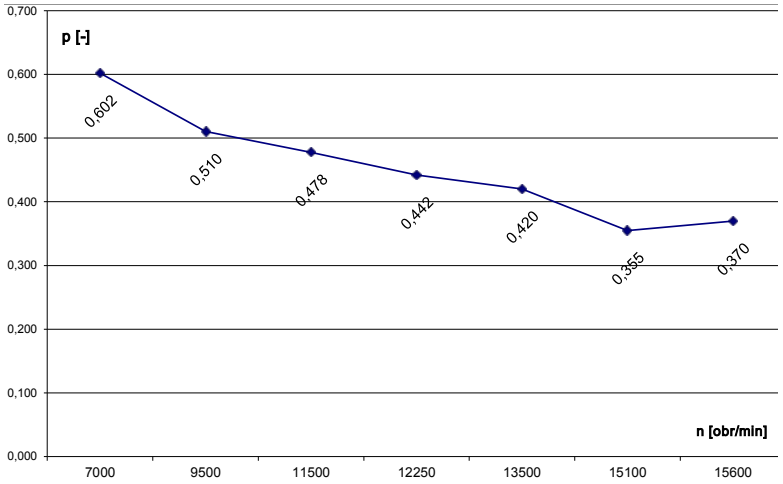
„Idealne" łożysko będzie miało znamionową wartość współczynnika toczenia wyrażoną wzorem (4.3) [113]. Jeżeli łożysko zostanie wciśnięte na czop zbyt ciasno, to zazwyczaj są obserwowane odwrotne charakterystyki:

– opory łączne rosną ze wzrostem znamionowej prędkości obrotowej (rys. 3.37),

– charakterystyka współczynnika toczenia nie jest monotonicznie malejąca (rys. 3.38) dla wyższych prędkości obrotowych (rys. 3.38, n = 15 600 obr/min) często zaznacza się charakterystyka monotonicznie narastająca.



Rys. 3.37. Wysokość zbiorów charakterystycznych łożyska tocznego osadzonego na czopie ze zbyt dużym wciskiem, w funkcji prędkości obrotowej wału



Rys. 3.38. Charakterystyka współczynnika toczenia dla łożyska tocznego osadzonego ze zbyt dużym wciskiem, w funkcji prędkości obrotowej wału

W takiej sytuacji wartość bezwzględna współczynnika toczenia dla niższych prędkości obrotowych:

$$p_s > p_N \geq 1{,}0 \tag{3.41}$$

Wartość współczynnika toczenia p_s powyżej jedności pozornie wydaje się nonsensem matematyczno-fizycznym. W praktyce tak duże wartości współczynnika toczenia niekiedy się obserwuje [114, 136], mogą one świadczyć o:

- wadzie mechanicznej na bieżniach, np. o pofałdowaniu powierzchni lub ubytkach materiałowych,
- odchyłce od kształtu koła niektórych elementów tocznych,
- zablokowaniu elementów tocznych w oknach koszyka (ustaniu obtaczania elementów tocznych) i skokowym zmienianiu się sił tarcia nieruchomych elementów tocznych po bieżni, na skutek sił adhezyjnych.

Przy tarciu niesmarowanych powierzchni i w warunkach smarowania granicznego wartość siły tarcia zmienia się skokowo[4] [165, 172, 215, 269, 291]. Tego rodzaju zjawiska były niejednokrotnie obserwowane metodą FAM-C dla silnie zaciśniętych łożysk tocznych w niektórych silnikach lotniczych [114, 119, 129, 136]. Z obserwacji wykonanych przez autora na hamowni wynika, że po nałożeniu na czop łożyska dodatkowej warstwy chromu, co zwiększa zacisk połączenia, wartość średnia współczynnika toczenia uśredniona (dla wszystkich poziomów ustawionych podczas testowania silnika) $p_{śr}$ wyraźnie wzrosła [266]. Wzrósł również rozrzut wartości współczynników toczenia obliczony dla pojedynczych testów dla tej samej prędkości obrotowej, który dalej zostanie określony współczynnikiem $p_{s\max\max}/p_{s\min\min}$.

Wartość uśredniona współczynnika toczenia ze wszystkich znamionowych wartości prędkości obrotowych [119, 129]:

$$p_{\text{śr}} = (p_1 + p_2 + p_2 + \ldots + p_{\max}) / k \tag{3.42}$$

gdzie:

$p_1, p_{2,} p_2, \ldots, p_{\max}$ – kolejne współczynniki toczenia dla kolejnych prędkości znamionowych wału głównego badanego silnika turboodrzutowego ($n_{\min}, n_{2,} n_2, \ldots, n_{\max}$), k – liczba testów.

Dla $n = n_{\min}$ ($n = n_1$) wartość współczynnika toczenia $p>1$, zaś w pobliżu $n = n_{\max}$ charakterystyka stała się monotonicznie narastająca. Z uwagi na stosunkowo niewielką warstwę chromu technicznego nałożonego na czop wartości współczynnika toczenia ($p_{śr}$) uległy zmniejszeniu po kilku godzinach pracy silnika turboodrzutowego, zaś charakterystyka $p = f(n)$ nabrała kształtu monotonicznie opadającego.

Tak łagodnego „ułożenia się" charakterystyki nie doczekało się inne łożysko obserwowane przez autora [119]. Po około 3h pracy silnika zaobserwowano, me-

[4] Przy silnie zaciśniętych łożyskach olej smarny nie jest w stanie rozdzielić współpracujących powierzchni. Pojawiają się wówczas adhezyjne siły sczepienia powierzchniowego.

todą FAM-C, pojawienie się znaczących luzów, które objawiły się w postaci zwiększenia się wysokości pierwszej harmonicznej (względem prędkości kątowej wału głównego silnika) otrzymane z toru pomiarowego prądnicy trójfazowej. Zaobserwowano tu także znaczne zmiany stochastyczne szerokości pasma zbioru charakterystycznego dla poszczególnych prędkości znamionowych wału głównego silnika turboodrzutowego, czyli znaczne zmiany współczynnika toczenia podczas kolejnych testów dla danej prędkości znamionowej. Po następnych 13 h eksploatacji silnika personel latający (podczas próby naziemnej) stwierdził silne wibracje płatowca. Silnik zdemontowano, zaś łożysko poddano weryfikacji. Powstały znaczne ubytki materiałowe na bieżni oraz silne odkształcenia od kołowości kształtu powierzchni elementów tocznych ze śladami uplastycznienia ich powierzchni elementów tocznych (ślady „frezowania" i sfalowania powierzchniowego), rys. 3.39. Zgodnie z literaturą [18, 73, 129, 215, 244, 268, 281], jest to skutek tarcia wewnętrznego (odkształcenie plastyczne na skutek przeciskania się elementów tocznych pomiędzy bieżniami oraz zwiększonego tarcia zewnętrznego. Stwierdzono także wyjątkowo duże zróżnicowanie kształtów pomiędzy poszczególnymi elementami tocznymi (rys. 3.39). Można tu wyróżnić cztery typy kształtów cylindrycznej powierzchni wałków tocznych świadczących o znacznym zróżnicowaniu (wynikającym głównie ze wstępnego zróżnicowania średnic elementów tocznych) procesów tribologicznych [119, 129, 268]:

1) z silnie sfalowaną powierzchnią cylindryczną, ze śladami „frezowania" i sfalowania powierzchniowego, wywołanego nadmiernym wydzielaniem się energii cieplnej (rys. 3.39),
2) ze śladami pittingu,
3) ze śladami frettingu,
4) jednostronnie stożkowe, gładkie zeszlifowania.

Gdy nie ma luzów pomiędzy elementami tocznymi a bieżniami, zaczynają odgrywać rolę najmniejsze różnice geometrii elementów tocznych – dla niektórych z nich (o większych średnicach) następuje silne oddziaływanie sił adhezyjnych [56, 215, 244, 269] i mikroadhezyjnych [291]. Pomimo to, metodą FDM-A można szybko zidentyfikować łożysko o zbyt silnym zacisku oraz opisać w sposób wymierny szereg parametrów charakteryzujących ten rodzaj zużywania. W związku ze wspomnianą skomplikowaną strukturą zjawisk tribologicznych występują silne drgania wewnętrzne, m.in. znaczne zróżnicowanie współczynników toczenia pomiędzy elementami tocznymi. Dlatego tez można zaobserwować (metodą FDM-A) znaczne zmiany szerokości pasma zbioru charakterystycznego takiego silnie zaciśniętego łożyska dla poszczególnych prędkości znamionowych wału głównego silnika turboodrzutowego. Autor postanowił więc utworzyć współczynnik ekstremalnych zmian stochastycznych $p_{s\mathrm{maxmax}/}\, p_{s\mathrm{minmin}}$ (nazywany

także [119, 129] współczynnikiem nachylenia dynamicznego charakterystyki toczenia), wyrażony wzorem:

$$p_{s\max\max} / p_{s\min\min} = \{\{p_{1i}\}_{i=1}^{i=k} / \{p_{1i}\}_{i=1}^{i=k}, \{p_{2i}\}_{i=1}^{i=k} / \{p_{2i}\}_{i=1}^{i=k}, \ldots, \{p_{1i}\}_{i=1}^{i=k} / \{p_{1i}\}_{i=1}^{i=k}\}_{\max} \tag{3.43}$$

gdzie:

i – numer kolejnego testu dla danej znamionowej prędkości obrotowej, k – liczba testów dla danej prędkości znamionowej wału głównego – w praktyce pomiarowej przeważnie wykonuje się $k = 5$ testów dla każdej z ustawionej przez technika samolotu prędkości znamionowej wału głównego, p_{1i}, $p_{2,}$ ..., p_{max} – kolejne współczynniki toczenia dla kolejnych prędkości znamionowych.

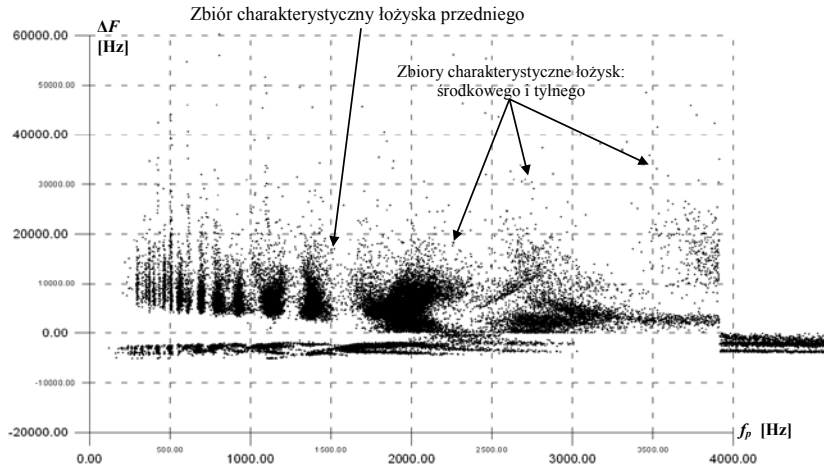
Stwierdzono, że dla łożyska ze zbyt silnym wciskiem wartość współczynnika $p_{s\max\max}/p_{s\min\min} > 2$, podczas gdy dla poprawnie osadzonych łożysk $p_{s\max\max}/p_{sminmin} = 1{,}1 \div 2{,}0$.

Rys. 3.39. Element toczny łożyska o zbyt silnym zacisku, ze śladami „frezowania" i sfalowania powierzchniowego wywołanego nadmiernym wydzielaniem energii cieplnej

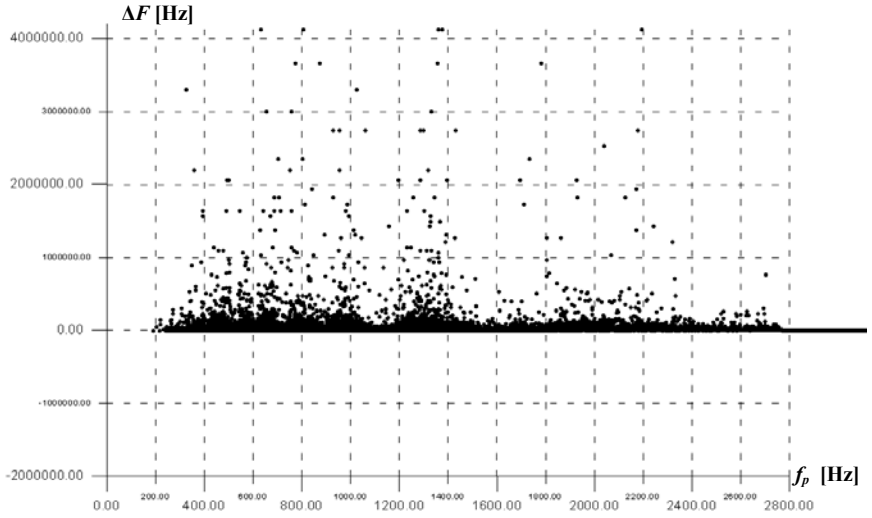
3.2.6. Stan nadmiernych wewnętrznych momentów oporowych biernych łożyska tocznego i jego odzwierciedlenie w kształtach zbiorów charakterystycznych

Podczas obserwacji łożysk silnika turbinowego metodami FDM-A oraz FAM-C zauważa się dla grupy silników turboodrzutowych systematyczny wzrost wysokości zbiorów charakterystycznych poszczególnych łożysk – zbiory charakterystyczne łożysk fabrycznie nowych (rys. 3.40) mają przeważnie wyso-

kość od 30 kHz do 60 kHz, zbiory charakterystyczne łożysk silnie skorodowanych lub zanieczyszczonych (rys. 3.41) od 3000 kHz do 4000 kHz (3÷4 MHz). Kontrolne demontaże silników wykazały znaczne wżery korozyjne na powierzchni elementów tocznych oraz na pokrywach łożysk [129, 136]. Często spotyka się także oznaki przegrzania (barwy nalotowe) lub mikroadhezji [291] koloru niebieskiego.

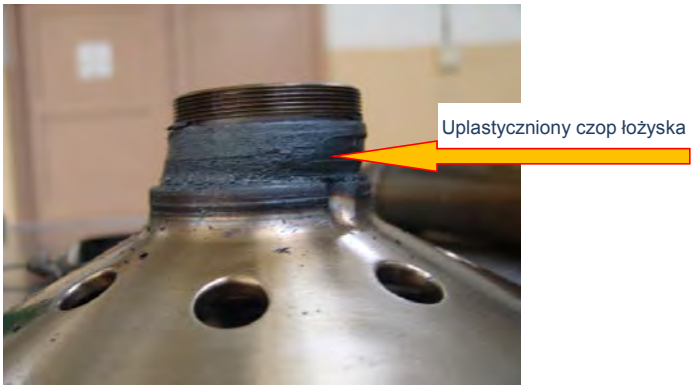


Rys. 3.40. Zbiory charakterystyczne silnika turbinowego nr 215 przed długotrwałymi przestojami



Rys. 3.41. Zbiory charakterystyczne silnika turbinowego nr 215 po 7-miesięcznym postoju bez konserwacji

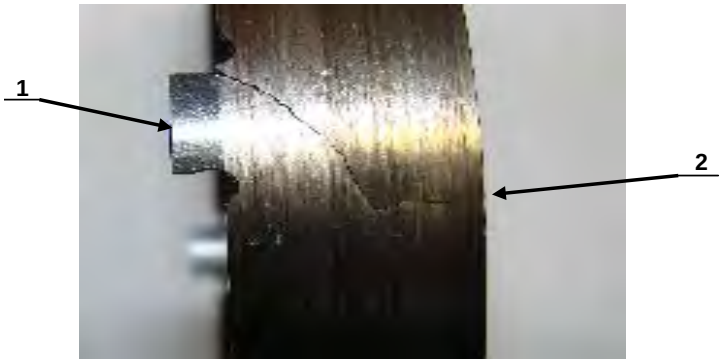
W krańcowych przypadkach przegrzania węzła łożyskowego następuje uplastycznienie czopa (rys. 3.42), wtórnie, na skutek znacznego zmniejszenia wytrzymałości na zginanie, następuje zwiększenie niewyważenia zespołu wirnikowego silnika i jego uszkodzenie.



Rys. 3.42. Uplastyczniony czop łożyska

3.2.7. Pęknięcie tulei dystansowej

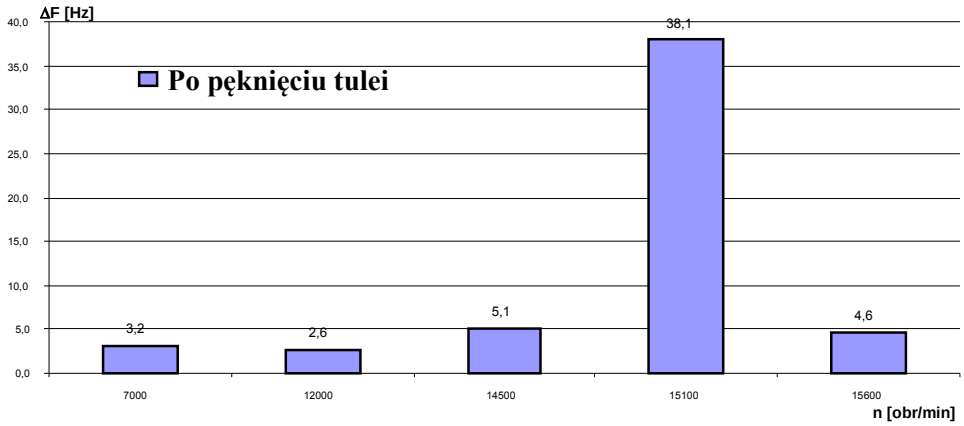
W korpusach wykonanych z lekkich stopów oraz materiałów niemetalowych jest wskazane stosowanie tulei dystansowych wykonanych ze stali lub żeliwa, wciskanych w gniada tych korpusów [73, 74]. Poprawiają one tolerancję podpory łożyskowej na przekoszenie łożyska i ułatwiają montaż. Jednakże ich pęknięcie powoduje niewyważenie mechaniczne zespołu wirnikowego łożyskowanego przez tę podporę.



Rys. 3.43. Pęknięta tuleja mocująca bieżnię zewnętrzną łożyska tocznego do korpusu silnika turbinowego: 1 – element zabezpieczający tuleję przed obracaniem, 2 – miejsce pęknięcia tulei

Podczas badań silnika SO-3W nr 48170308 [266] uszkodzono czop sprężarki, podcinając połowę jego grubości. Spowodowało to silne ruchy mimośrodu czopa łożyska środkowego oraz nastąpiło, prawdopodobnie, silne jego oddziaływanie poprzez pierścień zewnętrzny łożyska na tuleję. Po kilku godzinach pracy silnika dokonano kontrolnego demontażu. Stwierdzono pęknięcie tulei łożyska środkowego (rys. 3.43). W związku z tym przeprowadzono analizę wyników pomiarów wykonanych metodą FAM-C.

Analiza uzyskanych wcześniej pomiarów wykazała, że po pęknięciu tulei łożyska środkowego nastąpiło zmniejszenie wysokości zbioru charakterystycznego dla **pierwszej harmonicznej AC** prędkości znamionowej wału głównego silnika do wartości $A_o = 1{,}7$ Hz. Charakter parametru „mimośrodu wypadkowego *a*" uległ zmianie – można zaobserwować wyraźne „podbicie rezonansowe", tj. znaczne zwiększenie wysokości zbioru charakterystycznego dla wartości $n_5 = 15\,100$ obr/min, tj. kształt charakterystyki uległ zmianie z wannowej na „rezonansową" (rys. 3.44).

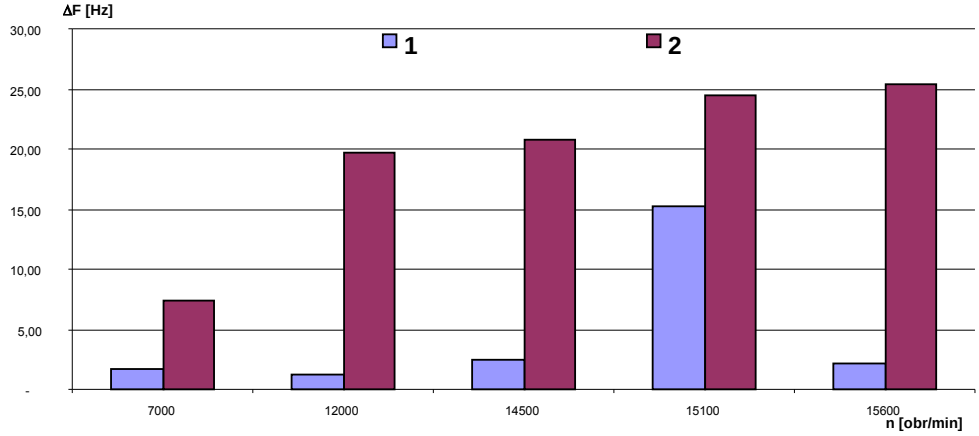


Rys. 3.44. Wysokość zbiorów charakterystycznych pierwszej podharmonicznej po pęknięciu tulei mocującej bieżnię wewnętrzną łożyska tocznego do korpusu silnika turbinowego

Pierwsza podharmoniczna prędkości znamionowej wału głównego silnika:

a) podczas badań prowadzonych w hamowni WZL-3 wartość amplitudy pierwszej podharmonicznej prędkości znamionowej wału głównego silnika utrzymywała się na poziomie w przybliżeniu stałym – jej wartość uśredniona ze wszystkich znamionowych prędkości obrotowych wynosiła $A_{0,5} = 31{,}4$ Hz, przy czym diagram zmian wysokości zbiorów charakterystycznych kanału AC w zależności od prędkości obrotowej był monotonicznie narastający,

b) po pęknięciu tulei łożyska środkowego nastąpiło zmniejszenie wysokości zbioru charakterystycznego dla harmonicznej podstawowej do wartości (uśrednionej ze wszystkich znamionowych prędkości obrotowych) $A_{0,5}$ = 3,8 Hz. Rozkład wysokości zbioru charakterystycznego dla poszczególnych prędkości znamionowych uległ zmianie – można zaobserwować wyraźne „podbicie rezonansowe" dla wartości n = 15 100 obr/min (analogicznie jak pierwszej harmonicznej), rys. 3.45.



Rys. 3.45. Zmiany wysokości zbiorów charakterystycznych pierwszej harmonicznej po pęknięciu tulei mocującej bieżnię wewnętrzną łożyska tocznego do korpusu silnika turbinowego: 1 – po pęknięciu tulei, 2 – przed pęknięciem tulei

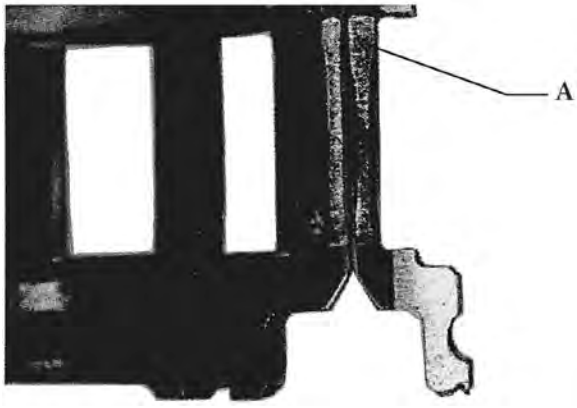
3.3. Wybrane wady mechaniczne objawiające się stochastycznymi quasi-impulsowymi zjawiskami dynamiki ruchu

Dotychczas zostały omówione odzwierciedlenia w metodach FAM-C i FDM-A wad mechanicznych, które można zdefiniować w klasycznej terminologii rozkładu Fouriera jako zmodulowania prędkości kątowej charakterystycznej dla widma analogowego ciągłego. Zostały one podzielone na wąskopasmowe (podrozdział 3.1) oraz szerokopasmowe (podrozdział 3.2). W tym miejscu zostaną omówione odzwierciedlenia w metodach FAM-C i FDM-A wad mechanicznych generujących krótkotrwałe impulsy prędkości kątowej. Impulsy te zazwyczaj nie mają charakteru periodycznego – moment ich generowania zależy od wielu, często przypadkowych, zjawisk. Teoretycznie impuls np. quasi-prostokątny można także rozłożyć w szereg Fouriera na składowe harmoniczne

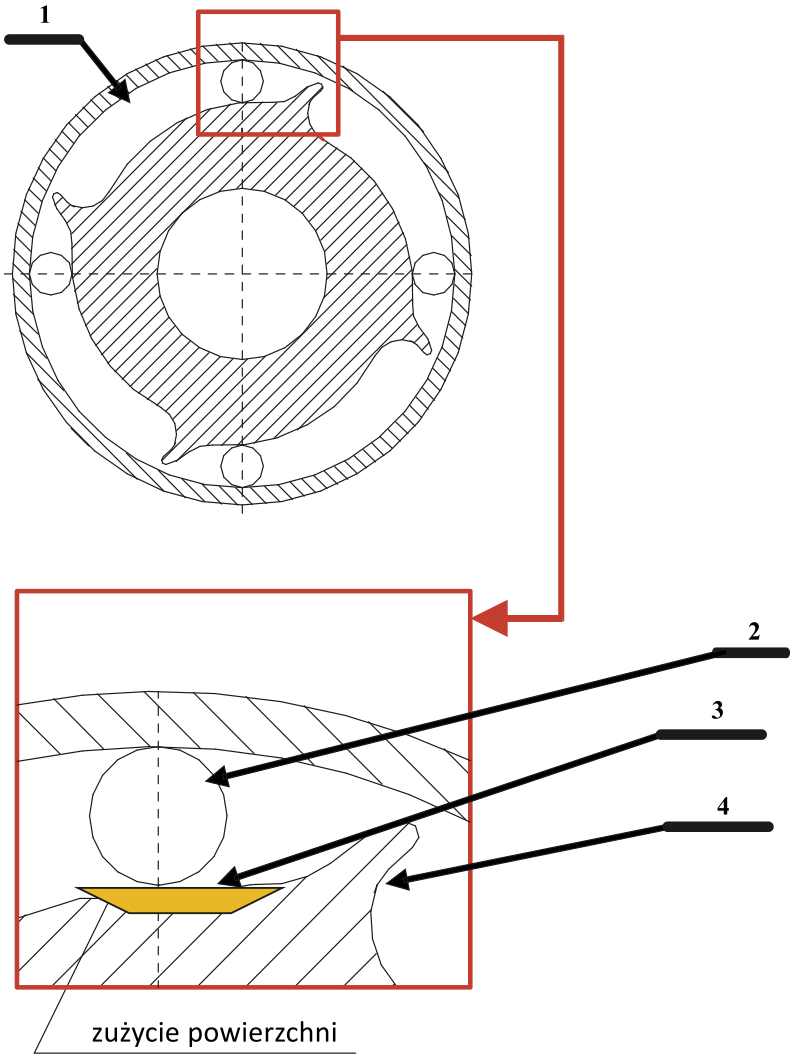
[231, 270, 304, 306]. Jednakże dla takiego impulsu rozkład ma specyficzne cechy całkowicie odmienne od rozkładu widma sygnału analogowego ciągłego omówionego w podrozdziale 3.2. Wyodrębnienie podrozdziału o zjawiskach quasi-impulsowych jest istotne także z punktu widzenia mechaniki, dynamiki ruchu i wytrzymałości materiałów. Przy impulsowych zjawiskach dynamiki ruchu występują bowiem lokalne spiętrzenia sił powodujące m.in. nadwyżki dynamiczne o znacznej wartości, prowadzące wprost do pęknięć lub ukręcenia elementów. Takie uderzenia bardzo negatywnie oddziałują m.in. na łożyska toczne [73]. Łożyska toczne także mogą być źródłem takich impulsów prędkości kątowej [244]. W literaturze z zakresu dynamiki ruchu powszechnie stwierdza się, że takie zjawiska są trudne do dozorowania, gdyż dostępne aktualnie sposoby monitorowania wykrywają je w najlepszym wypadku tuż przed uszkodzeniem zespołu napędowego. W lotnictwie takie uszkodzenie może się wiązać z zagrożeniem bezpieczeństwa lotu, a nawet z katastrofą.

3.3.1. Samoistne rozprzęganie się sprzęgieł jednokierunkowych

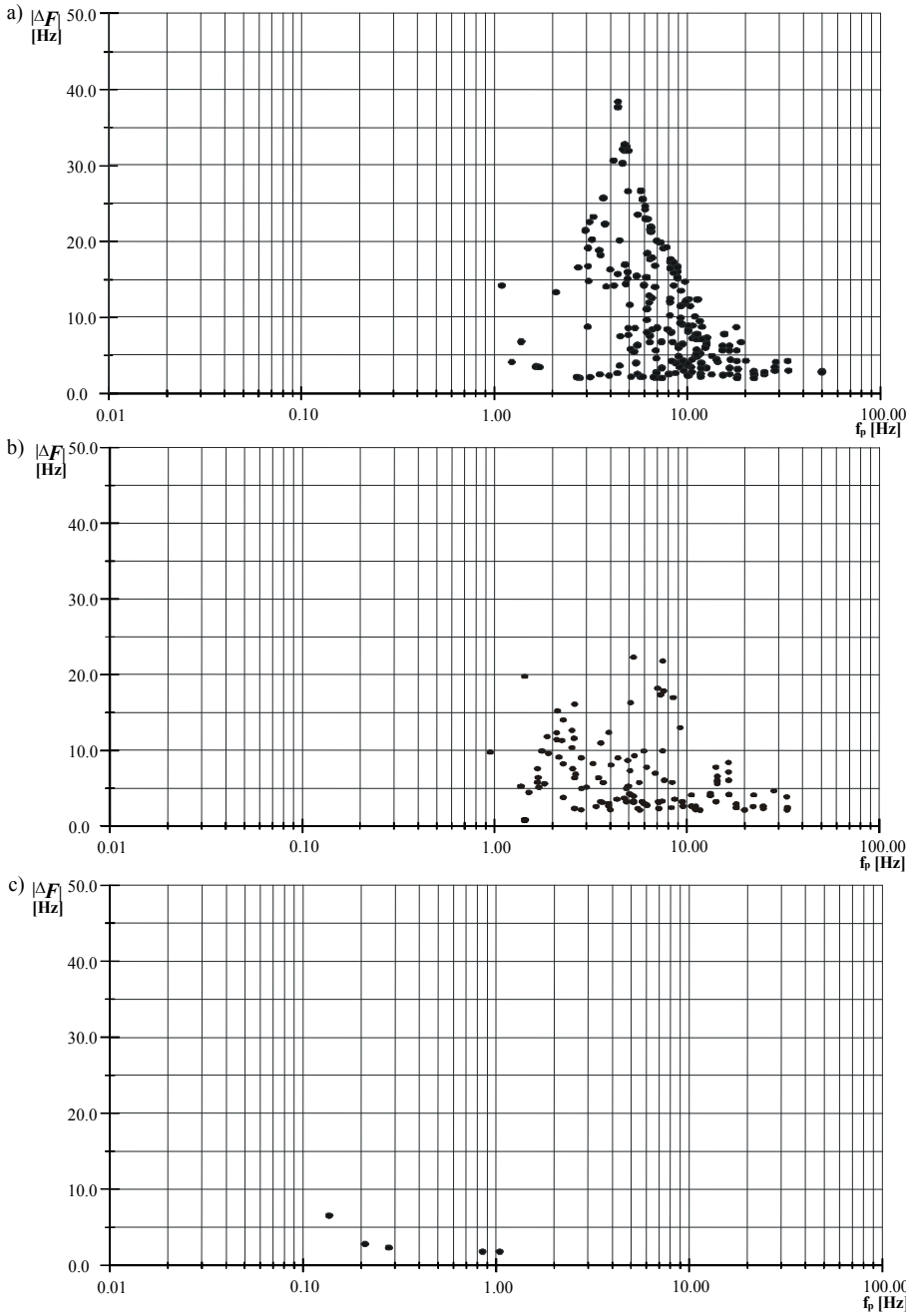
Konstrukcja sprzęgieł jednokierunkowych (rys. 3.47) umożliwia przenoszenie mocy tylko w jednym kierunku obrotów [18, 192, 193, 261]. Jeśli jednak powierzchnia bieżni sprzęgła jednokierunkowego ulegnie uszkodzeniu (rys. 3.46), to może nastąpić jego rozsprzęglenie i powstanie nadwyżek dynamicznych w układzie transmisji [80, 81, 83, 84, 94, 168]. W wielu przypadkach przyczyna tkwi w błędnym wykonaniu podziałki koszyka sprzęgła jednokierunkowego. Wraz ze zwiększeniem poziomu zużycia sprzęgieł jednokierunkowych rośnie wysokość zbioru charakterystycznego w paśmie $f_p = 0{,}6 \div 30$ Hz [81, 83, 84, 129, 168], rys. 3.48.



Rys. 3.46. Koszyk-separator ze zużytego sprzęgła jednokierunkowego: A – ślad zużycia na powierzchni okna



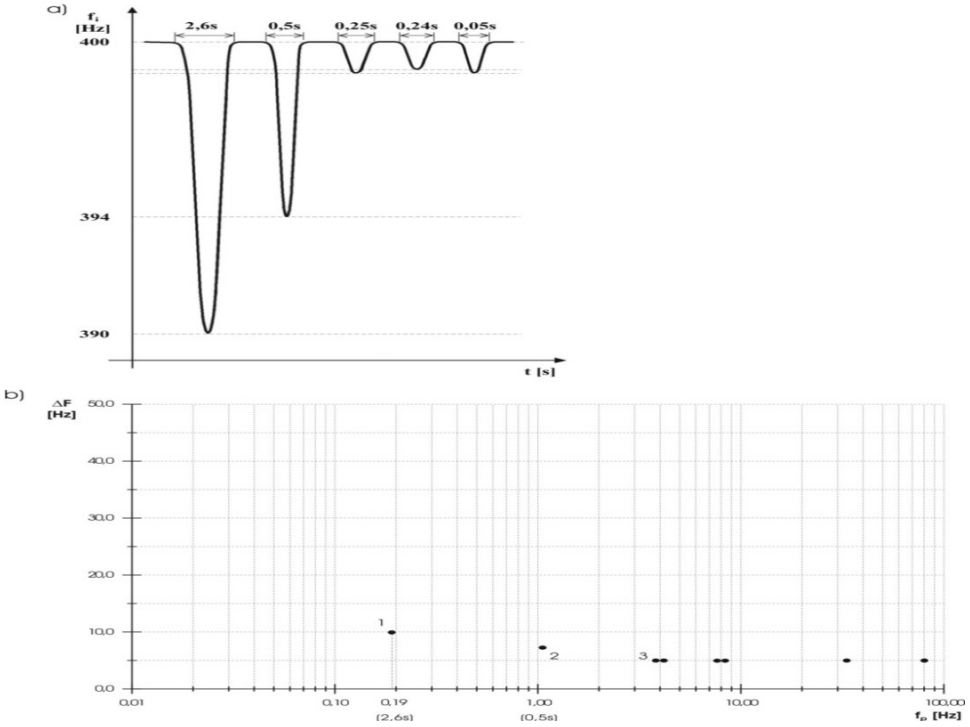
Rys. 3.47. Sprzęgło jednokierunkowe – schemat poglądowy: 1 – pierścień zewnętrzny (z bieżnią wewnętrzną), 2 – element toczny, 3 – złuszczenie bieżni wewnętrznej, 4 – koszyk-separator



Rys. 3.48. Zbiór punktów charakterystycznych dla skrzyni napędów KSA-2 ze zużytym sprzęgłem jednokierunkowym: a) silnie zużytym, b) średnio zużytym, c) fabrycznie nowym

3.3.2. Zjawiska zapowietrzania w układach hydraulicznych regulatora prędkości obrotowej

Zupełnie inny charakter miało urwanie wałka przy uderzeniowych zmianach ciśnienia w bloku regulatora hydraulicznego na skutek zapowietrzenia instalacji hydraulicznej – widoczna była zwichrowana powierzchnia przełomu wałka napędowego prądnicy. Płaszczyzna przełomu tego wałka napędowego miała widoczne ziarna metalu świadczące o stosunkowo powolnym procesie ukręcania wałka [83, 96, 104, 105].



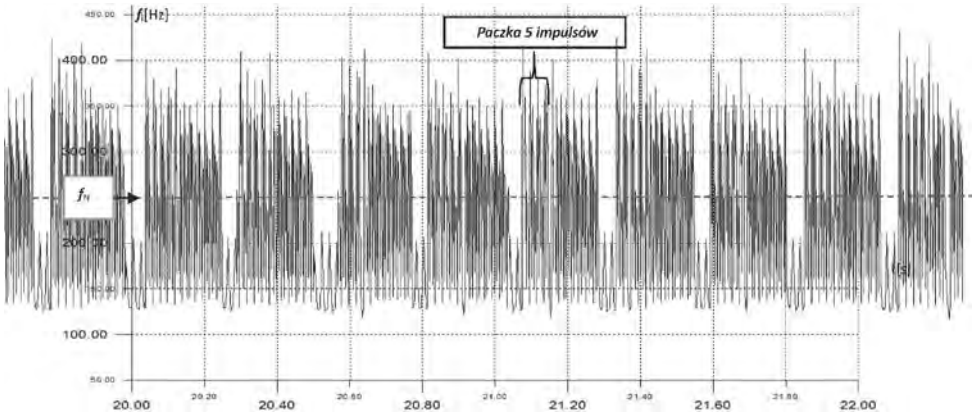
Rys. 3.49. Zobrazowania związane z zapowietrzeniem układu hydraulicznego: a) przebieg zmian częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$ z widocznymi impulsami zanikowymi, b) zbiór charakterystyczny $\Delta F = f(f_p)$

Przebieg zmian chwilowych częstotliwości przedstawiono na rys. 3.49. Na przebiegu tym można zauważyć gasnące, jednoimienne przyhamowania w postaci impulsów zanikowych o systematycznie zmniejszającej się amplitudzie i zmniejszającym się czasie trwania (rys. 3.49 – kolejne wartości trwania impulsów zanikowych: 2,6 s, 0,5 s, 0,25 s, 0,24 s, 0,05 s) przebiegu częstotliwości chwilowej (odzwierciedlające zmiany prędkości kątowej). Czas trwania i czas powtarzania jest tu znacznie dłuższy niż okres drgań oscylacyjnych związanych ze zrywaniem

sprzęgła jednokierunkowego. Stąd też, korzystając z wiedzy z dziedziny hydrauliki lotniczej stwierdzono, że przyczyną ukręcania się wałka było zapowietrzenie bloku stabilizatora hydraulicznego [80, 83, 94, 127, 141, 183, 187, 236].

3.3.3. Wyłamanie elementów separujących łożyska tocznego i pęknięcie obwodu koszyka-separatora

Podczas długotrwałej eksploatacji łożyska tocznego w stanie rezonansu o dobroci (obliczonych ze zbiorów charakterystycznych FAM-C) Q >11 występują m.in. silne uderzenia elementów tocznych o krawędzie okien koszyka [73, 123, 176]. Siły te mogą spowodować wyłamanie elementów separujących koszyka[5]. W metodzie FAM-C takie wyłamania odzwierciedlone były w postaci paczki impulsów szpilkowych (rys. 3.50). Liczba impulsów w paczce jest równa liczbie wyłamanych elementów separujących koszyka. Takie wyłamania elementów separujących mogą doprowadzić nawet do rozerwania obwodu koszyka (3.51).

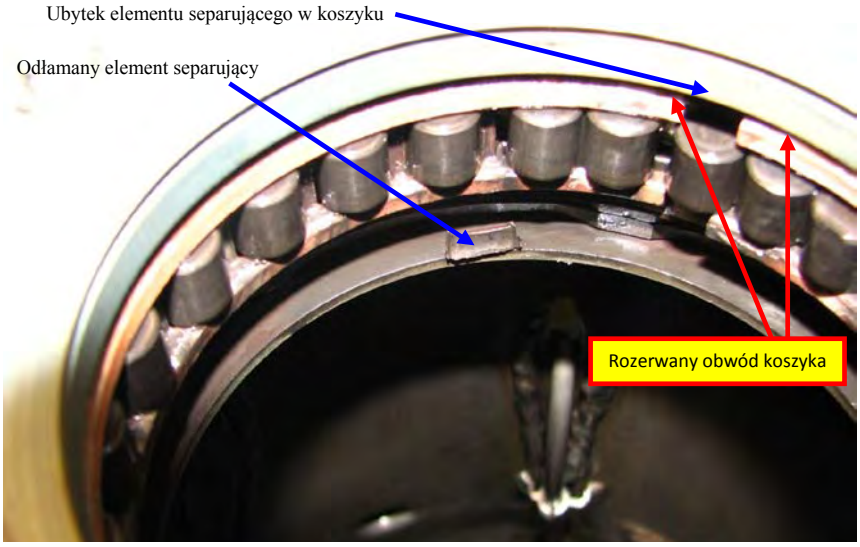


Rys. 3.50. Przebieg częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$ trójfazowego kanału pomiarowego FAM-C dla silnika turboodrzutowego, którego łożysko miało odłamane pięć elementów separujących – widoczne są „paczki" impulsów (5-elementowa rodzina impulsów szpilkowych)

Na rys. 3.50 można zauważyć systematycznie powtarzające się (co jeden obrót czopa) paczki pięciu impulsów szpilkowych. Przed wyłamaniem elementów separujących nie było tych impulsów – przebieg oscylował z amplitudą pulsacji

[5] [73], str. 53 „Do niedawna wpływ jakości – dokładności kształtowo-wymiarowej – koszyków na niezawodność łożysk był niedoceniany. Wiadomo jednak, że przy znacznych prędkościach obrotowych łożyska, gwałtownych przyśpieszeniach i drganiach wyzwalają się pokaźne siły masowe wirujących części tocznych…"

około 10% wokół poziomu $f_{śr} = f_N$ tu: n = 7000 obr/min, tj. f_N = 167 Hz). Stąd można wysnuć wniosek, że metoda FAM-C jest czuła na wyłamanie elementów separujących łożyska tocznego.

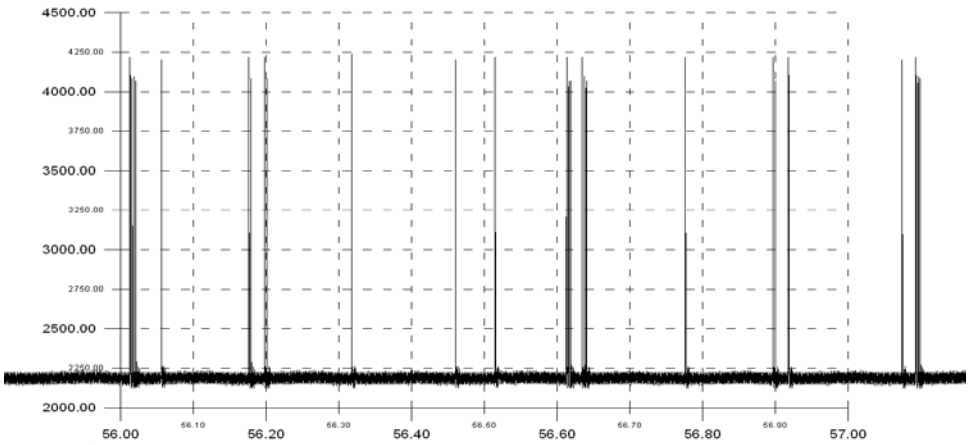


Rys. 3.51. Łożysko toczne z rozerwanym obwodem koszyka i wyłamanymi pięcioma elementami separującymi

3.3.4. Wyłamanie zęba w przekładni

W literaturze można spotkać wiele publikacji dotyczących teorii zużywania się kół zębatych [11, 61, 95, 140, 152, 158, 208–211, 218, 307]. Autorzy zwracali uwagę na lawinowy charakter zjawisk prowadzących do ułamania zęba w kole zębatym i znaczne tempo procesu destrukcyjnego utrudniającego wcześniejsze sygnalizowanie zagrożenia przez dostępne w technice systemy monitorujące. Oczywiste wydaje się, że aby dostrzec niebezpieczeństwo wyłamania zęba, trzeba systematycznie i wiarygodnie monitorować proces zwiększania luzów międzyzębnych podczas ich zazębiania. W podrozdziale 3.1.4 omówiono możliwość monitorowania metodą FDM-A. Dla niektórych prądnic-przetworników prądu stałego można wyraźnie odróżnić w przebiegu częstotliwości chwilowej zwiększenie luzów promieniowych poniżej 10% podziałki modułowej. Potwierdzają to zarówno pomiary autora [95, 99, 108, 126, 127, 129], jak i wyliczenia teoretyczne stwierdzające spełnienie warunku Kotielnikowa-Shannona. Pomiary dokonane za pomocą prądnic-przetworników prądu stałego o znacznej liczbie żłobków mogą umożliwiać obserwacje zwiększonych luzów międzyzębnych o wartości nawet poniżej 10% podziałki. Dzięki zastosowaniu metody FDM-A można odpowiednio

wcześnie proces destrukcji przerwać i uchronić dozorowany zespół napędowy przed wyłamaniem się kół zębatych. O ile sprawa zastosowania do tego celu prądnic prądu stałego jest zamknięta, o tyle rodzi się pytanie, jak monitorować takie zużycia, jeśli z badanym zespołem napędowym połączone są tylko prądnice prądu przemiennego. Teoretycznie rzecz biorąc (stosując twierdzenie Kotielnikowa-Shannona), żadna prądnica-przetwornik prądu przemiennego nie może „zobaczyć" nawet zużycia powierzchni przyporu o wartości 20% podziałki modułowej [127]. Praktyka badań FAM-C na obiektach rzeczywistych pokazuje, że mimo to jest to możliwe [127, 129]. Dowodem jest przebieg częstotliwości chwilowej (uzyskany napięcia podwzbudnicy) z prądnicy prądu przemiennego GT-40PCz6 śmigłowca Mi-24, gdzie obserwowano w formie impulsowej nierównomierności luzów międzyzębnych skrzynki napędu agregatów (rys. 3.52).



Rys. 3.52. Przebieg $f_i = f(t)$ kanału pomiarowego AC dla nadmiernych luzów międzyzębnych pary kół zębatych w zużytej skrzynce napędów prądnic śmigłowca Mi-24 – widoczne pojedyncze impulsy szpilkowe

Jest to raczej sygnalizacja w postaci impulsów szpilkowych (trudno tu mówić o precyzyjnym wyliczeniu wielkości luzów), lecz to już wystarczy diagnoście – może stanowić istotne ostrzeżenie dla obsługi. Jak jest więc możliwe, że ten cenny sygnał ostrzegawczy jest widoczny? Jest to możliwe dzięki naturalnej synchronizacji badanego sygnału (obserwowanego spektrum pierwotnego pary kół zębatych) z częstotliwością podnośną. Jeżeli nawet przejście przez linię magnetycznie obojętną prądnicy-przetwornika (rys. 2.2÷2.4) nie „trafi" w rzeczywisty odcinek prędkości kątowej tuż po nawiązaniu więzi kinematycznej, to średnio statystycznie jest to dalej (w trakcie kolejnych obrotów) możliwe, z uwagi na luzy ogniw kinematycznych usytuowanych pomiędzy badaną parą kół zębatych

a wirnikiem prądnicy-przetwornika. Problem ten był już częściowo omawiany w [129] w rozdziale dotyczącym charakterystyki metrologicznej metod FAM-C i FDM-A. Do tego problemu autor powróci jeszcze w rozdziale 4.

Jednocześnie należy zaznaczyć, że po pewnym czasie od sygnalizacji przez układ FAM-C w postaci impulsów szpilkowych (rys. 3.52) może nastąpić dynamiczne wyłamanie kilku zębów w jednym z kół zębatych (rys. 3.53), co z reguły doprowadza do ciężkiego uszkodzenia śmigłowca [7, 95].

Rys. 3.53. Uszkodzone koło zębate w skrzynce napędów śmigłowca Mi-24

3.3.5. Zerwanie pasowania zaciskowego pierścienia łożyska tocznego z wałem lub gniazdem łożyskowym

Łożyska toczne, zgodnie z literaturą [18, 73, 176, 244] są montowane metodą na wcisk z czopem. Tylko ten sposób zapewnia poprawną, długotrwałą pracę. Zerwanie pasowania wciskowego może spowodować wytworzenie znacznych ilości ciepła. Wówczas bowiem tworzy się łożysko ślizgowe pomiędzy pierścieniem wewnętrznym a łożyskowanym czopem wału wirnika. Częste i długotrwałe zerwania mogą wywołać lawinowy splot zjawisk cieplno-mechanicznych, które mogą zakończyć się uszkodzeniem czopa, a nawet zniszczeniem zespołu napędowego. Dlatego też wymierna ocena wielkości i intensywności takich zjawisk jest istotna dla bezpieczeństwa eksploatacji zwłaszcza lotniczych zespołów napędowych.

Impuls zanikowy powstaje wtedy, kiedy zerwane zostają zaciskowe pasowania mechaniczne pierścienia wewnętrznego łożyska z czopem (wałem) albo też

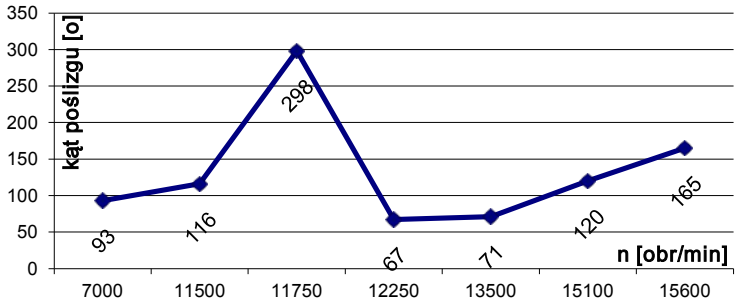
pierścienia zewnętrznego z gniazdem łożyskowym [18, 129, 176, 269]. Wówczas to następuje ślizgowe przemieszczanie się obu powierzchni, które można przeliczyć na miarę kątową („kąt zerwania") – tablica 3.

Tablica 3

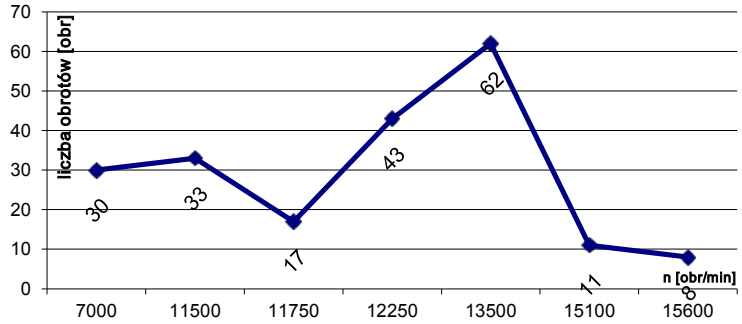
Impulsy zanikowe dla silnika SO/SO-3W otrzymane z toru pokładowej prądnicy prądu stałego GSR-ST-6000WT

Prędkość obrotowa n	Min. kąt zerwania	Max. kąt zerwania	Śr. kąt zerwania	Min. częstość zerwań	Max. częstość zerwań	Śr. częstość zerwań	Min. iloraz	Max. iloraz	Śr. iloraz
	$\Delta\varphi_{min}$	$\Delta\varphi_{max}$	$\Delta\varphi_{śr}$	Δn_{min}	Δn_{max}	$\Delta n_{śr}$	$\Delta\varphi_{min}/\Delta n_{min}$	$\Delta\varphi_{max}/\Delta n_{max}$	$\Delta\varphi_{śr}/\Delta n_{śr}$
obr/min	o	o	o	obr	obr	obr	°/obr	°/obr	°/obr
7000	4	257	50	0	11	3	15,71	24,45	19,74
9500	12	219	79	0	27	5	26,20	8,14	16,52
11500	21	256	93	1	20	5	40,75	12,72	18,24
11750	15	391	87	0	10	3	56,06	39,93	27,89
12250	22	231	82	1	14	5	36,67	16,17	18,13
13500	25	239	101	0	14	5	64,72	17,71	20,40
15100	40	324	146	1	21	4	39,33	15,17	34,95
15600	29	777	134	1	3640	168	44,02	0,21	0,80
średnia	21	**337**	**96**	1	470	25	40,43	16,81	**19,58**

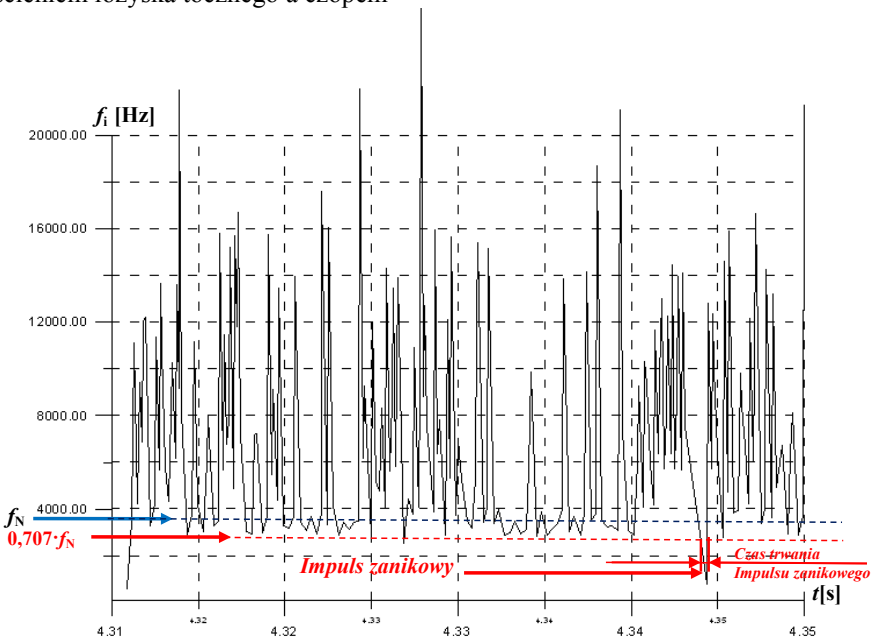
Wartość kąta zerwania może być przedstawiona w funkcji prędkości obrotowej (rys. 3.54). Częstość zerwań jest równie istotna jak wartość kąta zerwania (rys. 3.55). Wartości te są określane na podstawie parametrów uzyskanych z przebiegu częstotliwości chwilowej w funkcji czasu $f_i = f(t)$, rys. 3.56.



Rys. 3.54. Przykładowe zmiany wartości kąta zerwania pasowania (wciskowego) pomiędzy pierścieniem łożyska tocznego a czopem

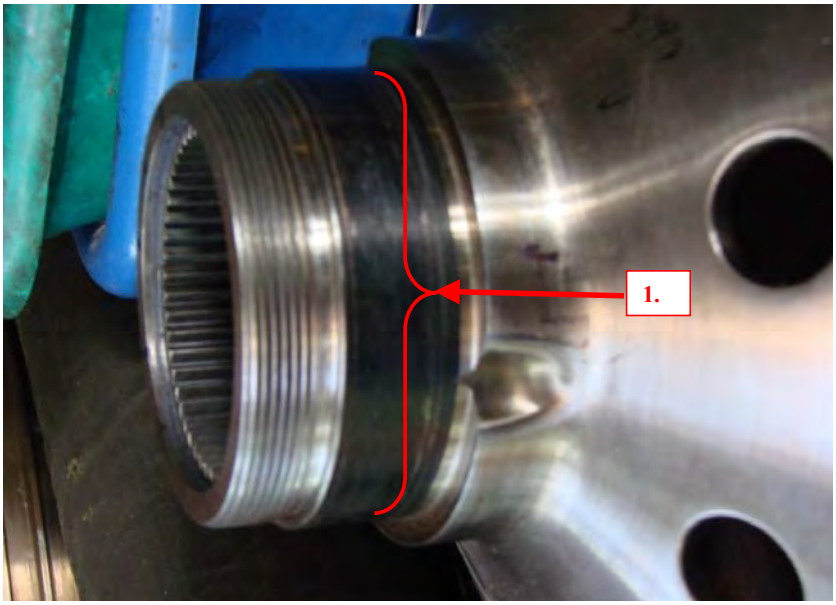


Rys. 3.55. Przykładowe wartości częstości zerwań pasowania (wciskowego) pomiędzy pierścieniem łożyska tocznego a czopem



Rys. 3.56. Przykładowe wartości częstości zerwań pasowania (wciskowego) pomiędzy pierścieniem łożyska tocznego a czopem: f_N – wartość (poziom) częstotliwości znamionowej pulsacji żłobkowej prądnicy prądu stałego

Według autora za niedopuszczalną intensywność zerwań (określaną jako iloraz max kąta zerwania i średniej arytmetycznej częstości zerwań) można uznać przekroczenie wartości 60^o/obr [114, 136]. Po przekroczeniu tego poziomu stwierdzano często zgorzel na powierzchni czopa po zdemontowaniu łożyska z czopa (rys. 3.57). Dalsza praca czopa po przekroczeniu tej wartości może spowodować wzrost koncentracji wydzielanego ciepła pomiędzy powierzchnią pierścienia wewnętrznego a czopem i w rezultacie utworzenie łożyska ślizgowego.



Rys. 3.57. Czop łożyska środkowego silnika jednowałowego turboodrzutowego po długotrwałym zrywaniu połączenia wciskowego czopa z pierścieniem wewnętrznym łożyska tocznego: 1 – ślad (zgorzel) na powierzchni czopa po zerwaniu pasowania (wciskowego) po usunięciu pierścienia wewnętrznego łożyska tocznego

3.4. Rola katalogu uszkodzeń mechanicznych w diagnozowaniu zespołów napędowych

W rozdziale 3 „Związki pomiędzy poszczególnymi wadami par kinematycznych mechanicznych zespołów napędowych ze zobrazowaniami w metodach FAM-C i FDM-A" został utworzony podstawowy zestaw wzorców-modeli. Dzięki temu możliwe będzie podjęcie analizy stanu technicznego poszczególnych par kinematycznych dozorowanego zespołu napędowego. Na podstawie porównania pewnych cech i parametrów otrzymanych metodą FAM-C możliwa będzie ocena stanu technicznego poszczególnych par kinematycznych dozorowanego zespołu napędowego. Wspomniane pomiary odznaczają się różnymi błędami zarówno metodologicznymi, jak i aparaturowymi. Ich znajomość, głębokość i strukturalna wszechstronność może wydatnie wpłynąć na zwiększenie wiarygodności tych prototypowych metod w dozorowaniu mechanicznych zespołów napędowych. Dlatego też następny rozdział będzie poświęcony aspektom związanym z techniką pomiarów diagnostycznych i metrologią.

4

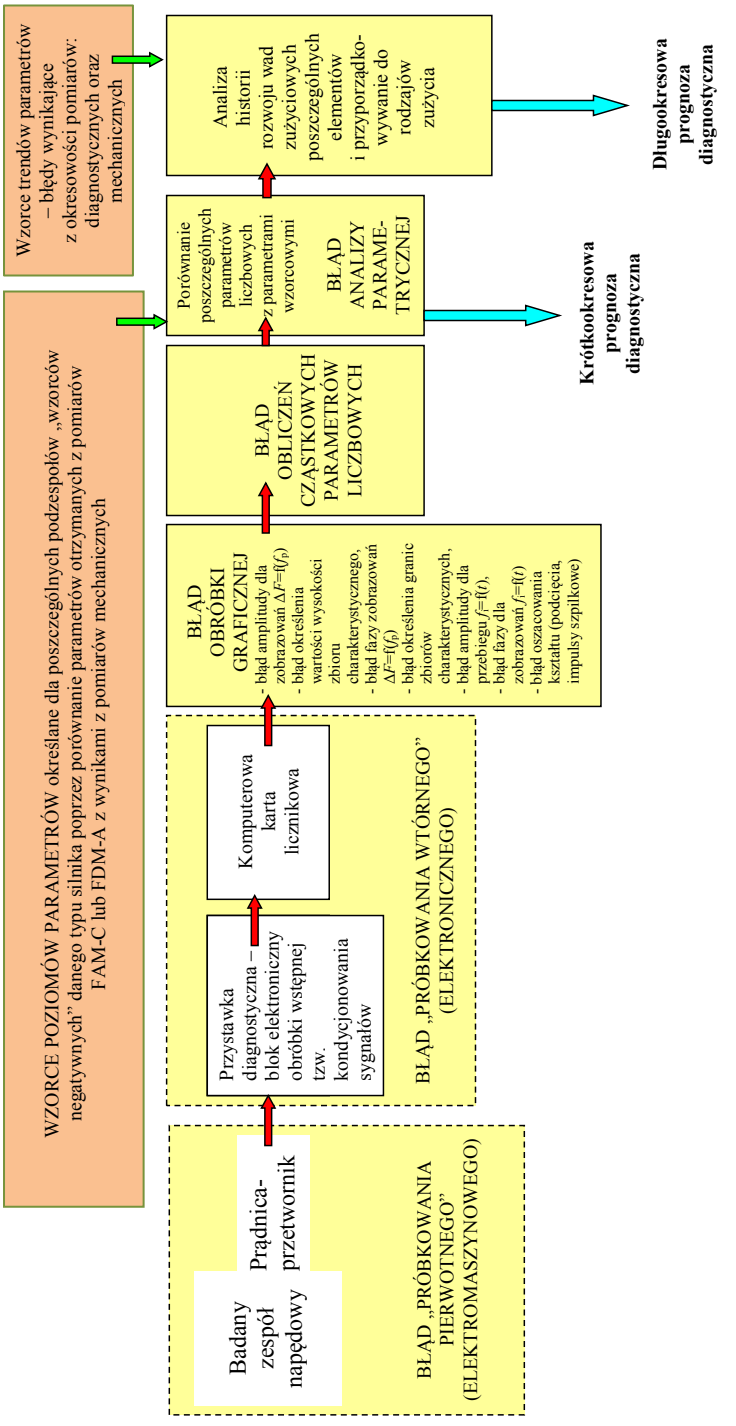
WŁAŚCIWOŚCI METROLOGICZNE METOD FAM-C I FDM-A

4.1. Ogólna struktura metrologiczna metod FAM-C i FDM-A

W niniejszym rozdziale pojęcie struktury metrologicznej rozszerzono na wszelkie czynności związane z oceną błędu od momentu wykonania pomiaru do wypracowania decyzji diagnostycznej (rys. 4.1). Wielowątkowe ujęcie problemu diagnozowania umożliwia oszacowanie ryzyka wypracowania błędnej oceny diagnostycznej. Już pierwotny sygnał diagnostyczny, generowany w postaci zmodulowań prędkości kątowej przez wadliwe pary kinematyczne badanego zespołu napędowego, ulega pewnym zniekształceniom, a czasami nawet wytłumieniu na skutek wzajemnych interferencji. Prądnica-przetwornik, stanowiąc jednocześnie integralną część struktury zespołu napędowego, zachowuje się jak filtr środkowo-przepustowy, a więc także niejako zniekształca lub maskuje niektóre zjawiska zużyciowe. Następnym etapem jest standaryzacja sygnału napięcia wyjściowego prądnicy pod kątem obróbki w karcie licznikowej. Standaryzację wykonuje tzw. przystawka diagnostyczna, która umożliwia wygenerowanie impulsów (w standardzie TTL) otwierających i zamykających proces liczenia przyrostów czasu. Tak więc do pomiaru czasu trwania przejścia żłobka wirnika pod nabiegunnikiem prądnicy-przetwornika czy też przejścia łopatki sprężarki silnika turbinowego pod czujnikiem elektromagnetycznym CRL (lub pod czujnikiem prądowirowym) niezbędne jest zastąpienie rzeczywistego sygnału analogowego z czujnika TTM sygnałem unormowanym, wymaganym przez tor precyzyjnego pomiaru przyrostu czasu [303]. Impuls ten można nazwać roboczo impulsem bramkującym, gdyż

w dalszej obróbce służy do bramkowania impulsów podstawy czasu karty licznikowej. Z uwagi na specyfikę elektronicznego przygotowania tych impulsów powstają liczne błędy przesunięć przyrostów czasu. Generowany impuls bramkujący nie powstaje dokładnie w miejscu przejścia przez poziom zero przebiegu $u(t)$, napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika. Istnieje tu opóźnienie generowania tego impulsu. Wartość czasu opóźnienia zależy od stromości zbocza przebiegu $u(t)$. Im większa stromość zbocza, tym szybsze uformowanie i wygenerowanie impulsu bramkującego. Układ generowania impulsów bramkujących jest układem różniczkującym. Dlatego sygnał $u(t)$ powinien podlegać standaryzacji amplitudy. Wstępna standaryzacja amplitudy odbywa się przez oddziaływanie regulatora napięcia prądnicy pokładowej. Regulatory te odznaczają się znaczną bezwładnością objawiającą się znaczną stałą czasową: elektroniczne $\tau = 20 \div 40$ ms, węglowe $\tau = 40 \div 80$ ms. Zważywszy na to, że okres wahań przebiegu napięcia AC (dla typowej lotniczej sieci pokładowej AC) wynosi $T_{AC} = 2{,}5$ ms, zaś dla kanału DC (dla składowej pulsacji) $T_{DC}=0{,}2 \div 0{,}4$ ms, to stabilizacja elektromaszynowa poziomu amplitudy napięcia jest daleko niewystarczająca, zwłaszcza dla kanału DC. Dlatego też w bloku standaryzacji sygnału (w tzw. przystawce elektronicznej) układu pomiarowego FDM-A istnieje wzmacniacz analogowy. W kanale pomiarowym DC składowa pulsacji żłobkowej napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika $u(t)$ przyjmuje zazwyczaj wartości $U = 0{,}1 \div 2{,}1$ V. W układach pomiarowych FDM-A zastosowano wzmocnienie $K \cong 20$, przy czym wchodzą one w nasycenie przy poziomie napięcia wyjściowego $U = \pm 12$ V. W celu zmniejszenia błędu fazy układu formowania impulsów bramkujących należy podjąć próby opracowania układu automatycznej regulacji wzmocnienia (ARW) z czasem opóźnienia $\tau < 0{,}5 \cdot T_N$. Taka relacja spełniałaby warunek Kotielnikowa-Shannona rozpoznawalności śledzonego procesu diagnostycznego przez układ pomiarowy. Ten tor ARW służyłby do sterowania wartością wzmocnienia K wzmacniacza układu pomiarowego w kanale DC, odwrotnie proporcjonalnie do wartości napięcia wejściowego.

Paczki impulsów odłożone w buforze karty licznikowej są przesyłane do dysku twardego, gdzie tworzą pliki pomiarowe (rozszerzenie „.pom"). Zbiory takich plików są przetwarzane do dwóch postaci: a) przebiegów $f_i = f(t)$ oraz b) zbiorów charakterystycznych $\Delta F = f(f_p)$. Parametry zbiorów charakterystycznych $\Delta F = f(f_p)$ umożliwiają obliczenie parametrów obrazujących wady elementów badanego zespołu napędowego. Przedstawiają one obraz skrajnych amplitud wahań (prędkości kątowej) związanych z poszczególnymi wadami. Dla zbiorów charakterystycznych wyznacza się granice pasm f_p poszczególnych zbiorów oraz ich wysokości ΔF. Dla przebiegów $f_i = f(t)$ są wyznaczane liczne parametry, jak: współczynnik głębokości amplitudy, względna wartość pulsacji całkowitej, amplituda impulsów szpilkowych, amplituda impulsów zanikowych itp.



Rys. 4.1. Schemat blokowy struktury metrologicznej metod FAM-C i FDM-A

Parametry te informują o dynamice wahań (prędkości kątowej) związanych z poszczególnymi wadami. Wyznaczone w ramach obróbki graficznej parametry podlegają dalszej obróbce arytmetycznej i statystycznej – wyznaczane są cząstkowe parametry liczbowe, które odzwierciedlają konkretne cechy mechaniczne poszczególnych podzespołów.

Parametry te mają swoje odpowiedniki w postaci tablic wzorców poziomów parametrów. Poprzez porównanie wartości parametru liczbowego z tablicą kwalifikacyjną tego parametru można go zakwalifikować do jednego z poziomów zużycia. Zazwyczaj istnieje kilka, a nawet kilkanaście takich parametrów – stąd konieczność wcześniejszego wyznaczenia współczynników wagowych [99, 114, 122, 129, 136]. Po dokonaniu analizy można przedstawić krótkookresową prognozę diagnostyczną badanego zespołu napędowego na 12÷50 h lotu. W celu przedstawienia prognozy długookresowej potrzebny jest znacznie dłuższy czas trwania obserwacji. Autor zaleca obserwacje przez cały okres międzyremontowy danego zespołu napędowego, aby ułatwić weryfikację wyników w każdym kolejnym procesie remontowym. Proces taki można rozpocząć dopiero po kilku kolejnych badaniach diagnostycznych danego zespołu napędowego, podczas których mogą być wstępnie zaobserwowane i określone trendy zmian poszczególnych parametrów. Inaczej mówiąc, należy przeprowadzić analizę historii rozwoju wad zużyciowych poszczególnych elementów badanego zespołu napędowego. Jednocześnie należy przyporządkować do danego monitorowanego podzespołu typ trendu zużywania. Dlatego też przed takimi badaniami diagnostycznymi należy wcześniej utworzyć wzorce typów trendów zużywania. Wzorce trendów parametrów powinny być wcześniej zdefiniowane dla każdego modelu zużyciowego. Wzorce te są opracowywane na podstawie długotrwałych obserwacji diagnostycznych (FAM-C lub FDM-A) popartych okresowymi weryfikacjami mechanicznymi. Weryfikacje te są często związane z częściowym demontażem badanego zespołu napędowego. Umożliwiają one „skalowanie" obserwacji dokonywanych metodami FAM-C i FDM-A. To dzięki nim możliwe jest dobieranie współczynników diagnostycznych pomiędzy parametrami otrzymywanymi z pomiarów diagnostycznych. Porównanie trendu zmian parametrów danego elementu badanego zespołu napędowego z wzorcem trendu dla tego elementu przy rozpoznanym wcześniej typie modelu zużyciowego umożliwia wypracowanie długookresowej prognozy diagnostycznej.

W rozdziale 6 zostanie uwypuklona okresowość zmian typu modeli zużycia tribologicznego węzła łożyskowego silnika turboodrzutowego. Zmiany typu modelu zużycia można opisać w postaci zmian quasi-sinusoidalnych parametrów. Częstotliwość zmian quasi-sinusoidalnych ulega zwiększaniu wraz z czasem eksploatacji badanego zespołu napędowego (procesy przeistaczania jednego typu modelu w drugi ulegają przyspieszeniu). Do dynamiki tego długo-

okresowego procesu powinna być dopasowana częstość testowania silnika przy pomocy metod FAM-C i FDM-A – w miarę postępującego procesu starzenia konstrukcji testy powinny odbywać się w mniejszych odstępach czasu. Odstępy pomiędzy kolejnymi testami powinny być ponad dwukrotnie mniejsze niż okres quasi-sinusoidalnych zmian typu modelu zużycia tribologicznego (zgodnie z prawem Kotielnikowa-Shannona). W przeciwnym razie należy się liczyć ze znacznymi błędami prognoz długookresowych (rys. 4.1).

Analiza strukturalna sposobu próbkowania pomiarowego

W metodach diagnostycznych FAM-C i FDM-A wykorzystuje się kolejno dwa rodzaje próbkowania:

a) próbkowanie pierwotne, które można także nazwać próbkowaniem elektromaszynowym – realizowane jest przez prądnicę-przetwornik sprzężoną z badanym zespołem napędowym,
b) próbkowanie wtórne – realizowane przez układ komparacji (wykrywający przejścia przez poziom zerowy), układ bramkujący oraz układ zliczający z zegarem podstawy czasu.

Podczas próbkowania pierwotnego diagnosta nie ma wpływu na poziom błędu (nie może sterować na bieżąco poziomem błędu w czasie trwania pomiaru diagnostycznego), ale powinien je obliczać i uwzględniać podczas oceny błędu pomiaru. Zjawiska wpływające na kształtowanie błędu są generowane niejako naturalnie, poprzez przeplatanie się zjawisk:

a) związanych z dynamiką ruchu kątowego elementów zespołu napędowego,
b) elektromechanicznego przetwarzania ruchu kątowego wirnika prądnicy na modulacje kątowe napięcia wyjściowego w prądnicy.

W związku z tym wszelkie błędy metod FAM-C lub FDM-A związane z tymi zjawiskami są zależne od wzajemnych relacji pomiędzy parametrami konstrukcyjnymi badanego zespołu napędowego a parametrami konstrukcyjnymi prądnicy-przetwornika.

Jednakże czułość i dokładność pomiarową próbkowania pierwotnego można przesterować przed pomiarem poprzez odpowiednie skonfigurowanie struktur pomiarowych. W tym celu można stosować pomiar jedno- i wielofazowy. Można także wykorzystywać nie tylko napięcie wyjściowe prądnicy-przetwornika, ale również jej podwzbudnicy. Możliwy jest także synchroniczny pomiar z wielu pokładowych prądnic-przetworników jednocześnie [313]. Z punktu widzenia systematyki pomiaru [129] jest to już zagadnienie dotyczące próbkowania wtórnego. W trakcie próbkowania wtórnego można wpływać

na błąd, próg czułości i rozdzielczość metody poprzez zmianę częstotliwości zegara podstawy czasu. Zazwyczaj dostępne na rynku karty licznikowe umożliwiają dokonywanie zmian częstotliwości zegara podstawy czasu w szerokim zakresie. Z doświadczenia nabytego podczas aplikacji metody wynika, że poprzez odpowiedni dobór częstotliwości zegara podstawy czasu oraz sposobu zliczania można osiągnąć optimum czułości diagnostycznej dla danego ogniwa kinematycznego.

4.2. Próbkowanie pierwotne – elektromaszynowe

4.2.1. Próbkowanie pierwotne bez uwzględnienia luzów transmisji mechanicznej

Jak wspomniano w [129], w podrozdziale 1.2 (Opis metody FAM-C), indukowana w uzwojeniach SEM osiąga chwilową wartość równą zeru w położeniu kątowym odpowiadającym osiągnięciu przez zezwój na wirniku magnetycznej osi obojętnej pomiędzy nabiegunnikami stojana. Zakładając sztywne połączenie wirnika prądnicy z badanym zespołem napędowym, wyjaśniono tam ideę odzwierciedlenia przebiegu zmian chwilowej kątowej prędkości wirnika prądnicy przez częstotliwość napięcia wyjściowego. Ponieważ wirnik prądnicy jest niejako węzłem sumacyjnym wahań harmonicznych poszczególnych ogniw kinematycznych badanego zespołu napędowego, modulacja częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy będzie dyskretnym obrazem zmodulowań prędkości kątowej wadliwych par kinematycznych. W przetwarzaniu synchronicznym sygnału diagnostycznego, jak sugerują liczne materiały literaturowe [29, 39, 40, 303], można złagodzić warunek Kotielnikowa-Shannona (określony wzorem (2.1)), nie określając jednak ścisłych zależności. Zdaniem autora, warunek ten można sprowadzić do postaci:

$$\Delta t_N < \Delta t_{od} \tag{4.1}$$

Z (4.1) wynika, że do monitorowania wahań prędkości kątowej wadliwej *j*-ej pary kinematycznej o częstotliwości f_p należy dobierać prądnicę generującą częstotliwość znamionową f_N, określoną zależnością:

$$f_{\mathrm{N}} > f_{\mathrm{pj}} \tag{4.2}$$

Należy zaznaczyć, że jest to warunek na rozróżnialność danej harmonicznej wahań mechanicznych dla pomiaru synchronicznego – określenie jej częstotliwości – a nie na dokładne zmierzenie wartości jej fazy i amplitudy.

W celu zobrazowania tego ostatniego stwierdzenia można posłużyć się rys. 4.2. Przedstawiono tu idealne odwzorowanie zmian wahań mechanicznych w postaci wzorcowego przebiegu $f_{iwz}(t)$. Jednocześnie na jego tle przedstawiono dwa zsynchronizowane z $f_{iwz}(t)$ przebiegi odzwierciedlające próbkowanie pierwotne (elektromaszynowe): $f_i'(t)$ oraz $f_i''(t)$. Przebiegi $f_i'(t)$ oraz $f_i''(t)$ są reprezentowane poprzez zbiory punktów:

a) $f_i'(t) = \{1', 2', 3', 4', 5', ...\}$,
b) $f_i''(t) = \{1'', 2'', 3'', 4'', 5'', ...\}$.

Przebiegi $f_i'(t)$ oraz $f_i''(t)$ mają różne przesunięcie fazowe w stosunku do wzorcowego przebiegu $f_{iwz}(t)$:

a) $f_i'(t)$ kąt przesunięcia fazowego około 30°,
b) $f_i''(t)$ kąt przesunięcia fazowego około 60°.

Jednocześnie można zauważyć, że częstotliwość przebiegów $f_i'(t)$ oraz $f_i''(t)$ jest równa częstotliwości przebiegu $f_{iwz}(t)$. Zachodzi więc najmniej korzystny warunek dla próbkowania synchronicznego, np. powstaje *aliasing* [29, 39, 40, 77, 303]:

$$f_N = f_p \tag{4.3}$$

Można zauważyć, że odchylenia amplitudy częstotliwości chwilowej od poziomu odniesienia (rys. 2.1):

a) $f_i'(t)$: $\{\Delta F_{11}', \Delta F_{12}', \Delta F_{21}', \Delta F_{22}', \Delta F_{31}', ...\}$,
b) $f_i''(t)$: $\{\Delta F_{11}'', \Delta F_{12}'', \Delta F_{21}'', \Delta F_{22}'', \Delta F_{31}'', ...\}$.

Tak więc wraz ze wzrostem kąta przesunięcia fazowego sygnału $u(t)$ w przedziale (0, 90°) wielkości odchyleń amplitudy ΔF zwiększają się, a zatem zmniejsza się błąd amplitudy częstotliwości chwilowej w stosunku do przebiegu wzorcowego. Nasuwa się pierwszy wniosek, że podczas wykorzystania metod FAM-C lub FDM-A zasadna może być niekiedy zmiana kąta pomiędzy wałkiem prądnicy-przetwornika a gniazdem napędowym, np. poprzez obrót wałka prądnicy o wartość jednej podziałki wielowypustu. W przypadku spełnienia warunku (4.2) można uzyskać istotną zmianę wartości błędu amplitudy danej harmonicznej. Jednocześnie można wysnuć drugi wniosek, że dla warunku (4.2) nie tylko nie występuje aliasing, ale następuje naturalna zmiana wartości kąta przesunięcia fazowego skokowo dla każdego kolejnego okresu przebiegu. Dla zobrazowań $\Delta F = f(f_p)$ oznacza to, że wysokości zbiorów charakterystycznych będą obarczone stosunkowo małym błędem. Błąd zerowy wystąpiłby wtedy, gdyby podczas pomiaru chociaż jeden punkt osiągnął wartość przesunięcia fazowego $90° \pm n \cdot 180°$. Iloraz częstotliwości znamionowej f_N i częstotliwości wa-

hań prędkości kątowej wadliwej pary kinematycznej o częstotliwości f_p można nazwać współczynnikiem krotności k_r – czyli [114, 129, 136]:

$$k_r = \frac{f_N}{f_p} \tag{4.4}$$

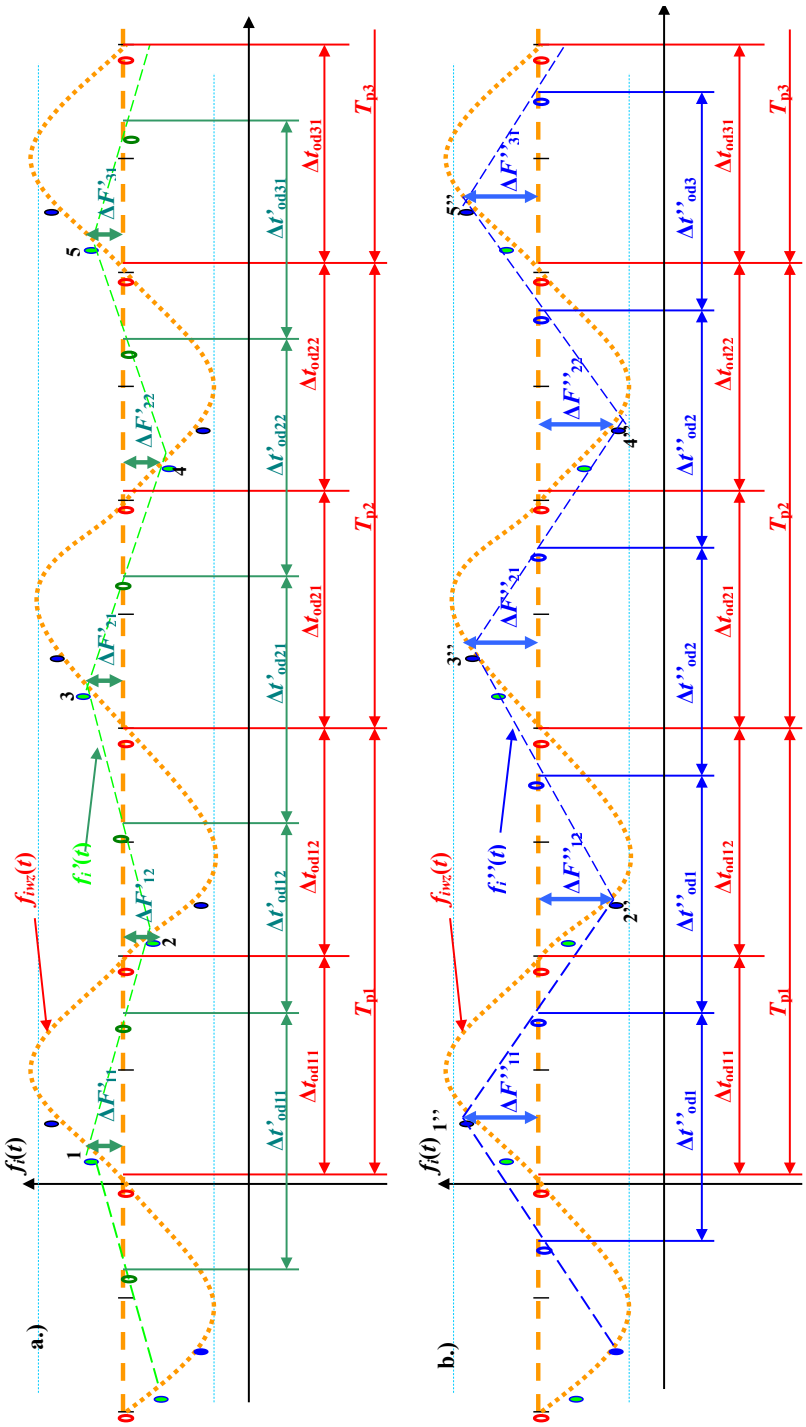
Można go też zdefiniować jako iloraz wartości znamionowej okresu przebiegu obserwowanego zmodulowania prędkości kątowej badanego ogniwa kinematycznego (T_p) i okresu przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy (T_{NG}), co można opisać wzorem:

$$k_r = \frac{T_p}{T_{NG}} \tag{4.5}$$

Jednocześnie współczynnik krotności można wyliczyć z danych konstrukcyjnych jako iloczyn:

a) numeru harmonicznej h znamionowej prędkości kątowej danego ogniwa kinematycznego,
b) przełożenia mechanicznego pomiędzy wałem prądnicy a diagnozowanym ogniwem kinematycznym (im większa jest znamionowa prędkość kątowa wirnika prądnicy w stosunku do prędkości kątowej danego ogniwa kinematycznego, tym większy jest współczynnik krotności k_r),
c) liczby faz pomiarowych (1 albo 3),
d) liczby par biegunów (dla prądnicy prądu przemiennego) albo liczby żłobków wirnika (dla prądnicy prądu stałego)
e) systemu pomiaru przyrostów czasu napięcia wyjściowego prądnicy:
   – półokresowy – wartość 2,
   – pełnookresowy – wartość 1.

Dla wielu układów napędowych przebiegi $\omega_2 = f(t)$ charakteryzują się znaczną liczbą miejsc quasi-nieciągłych. Dlatego też pomiary laboratoryjne powinny je naśladować – jako bazowy wybrano najpierw przebieg piłokształtny [114, 116, 136] – miał pierwotnie naśladować zmienność procesów dynamiki zmian przebiegu częstotliwości chwilowej obserwowanej dla silników okrętowych o zapłonie samoistnym.



Rys. 4.2. Zmiany parametrów charakterystycznych modulacji częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy w zależności od relacji częstotliwościowych i fazowych pomiędzy częstotliwością przebiegu wahań mechanicznych a częstotliwością znamionową danej prądnicy-przetwornika

Przebieg ten uzyskiwano z generatora funkcji AGFU firmy Rhode & Schwartz w układzie jak na rys. 4.3 (w opisywanym przypadku odzwierciedlania sygnału prądnicy prądu przemiennego ustawiano zerową wartość napięcia składowej stałej realizowanej za pomocą zasilacza TSX3510). Wartość amplitudy generowanego przebiegu napięciowego u = f(t) była stała i wynosiła U_{pp} = 10 V (wartość skuteczna U = 3,54 V). Kształt fali przebiegu napięciowego – sinusoidalny, zmodulowany częstotliwościowo. Częstotliwość fali nośnej $F_N = F_1$ = 400 Hz, jednakże dla niższych wartości współczynnika krotności k_r z uwagi na ograniczenia aparaturowe generatora funkcji stosowano także poziom 100 Hz lub 200 Hz. Częstotliwość modulująca F_2 była zmieniana (dokonywano modulacji częstotliwości) kształt piłokształtny (funkcja liniowo narastająca, a następnie gwałtowne opadanie). Okres zmian piłokształtnych T_2 (T_2 = f($1/F_2$)) dobierano tak, aby jego wartość ilorazu (współczynnika krotności k_r) do okresu fali nośnej T_1 (T_1 = f($1/F_1$)) przybrała określone wartości. Wartość k_r zmieniano w zakresie od 3 do 50, z krokiem 0,1. Zmiany przyrostów czasu dla tak zmodulowanego sygnału napięciowego były zliczane za pomocą aparatury typowej dla metody FAM-C. Otrzymane przebiegi $f_i = f(t)$ były porównywane z wzorcowym przebiegiem piłokształtnym (rys. 4.4). W ten sposób określono błędy fazy i amplitudy. Sumaryczne błędy amplitudy $\delta_A = f(k)$ przedstawiono na rys. 4.4, natomiast fazy $\delta_\varphi = f(k)$ na rys. 4.5. Na rys. 4.4. przedstawiono przebieg symulowanego napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika. Jest to w rzeczywistości przebieg napięcia wyjściowego z generatora Rhode&Schwartz (rys. 4.4, czerwona sinusoida). Przebieg ten jest zmodulowany częstotliwościowo (U_{max} = const, f_i = var) zgodnie z zaprogramowanymi zmianami przedstawionymi w postaci przebiegu piłokształtnego (niebieska linia). Jest to jednocześnie przebieg wzorcowy zmian modulacji częstotliwości. Do niego przyrównywany jest „przebieg” $f_i = f(t)$ otrzymany z pomiaru FAM-C. „Przebieg” ten, jak wcześniej (na początku niniejszej monografii) stwierdzono, jest w rzeczywistości zbiorem punktów (rys. 4.4, punkty koloru granatowego). Zbiór ten linearyzuje się poprzez połączenie sąsiednich punktów odcinkami. W ten sposób zinterpretowany „przebieg” $f_i = f(t)$ jest przyrównywany do przebiegu wzorcowego (tu: piłokształtnego). Dla każdego okresu piłokształtnego określa się wartość błędu bezwzględnego amplitudy i błąd fazy (rys. 4.4). Dzieląc wartość bezwzględną błędu (amplitudy albo fazy) przez wartość wzorcową, otrzymuje się względną wartość błędu amplitudy (rys. 4.5) lub fazy (rys. 4.6).

Jak wspomniano wcześniej, przy częstotliwości fali nośnej (tablica 4, parametr F1) wykonywane są serie pomiarów przy kolejnej wartości okresu przebiegu piłokształtnego (tablica 5, kolumna „czas trwania okresu Tsinus”). W ten sposób zmieniana jest wartość współczynnika krotności k_r, który jest – zgodnie z definicją podaną na początku monografii – ilorazem tych wielkości (tablica 4 – wartość współczynnika krotności w kolumnie „współczynnik krotności okresów k”). Stąd

już można wykreślić empiryczną zależność błędów względnych ($\delta_A = f(k_r)$ dla amplitudy, $\delta_\varphi = f(k_r)$ dla fazy) w zależności od współczynnika krotności.

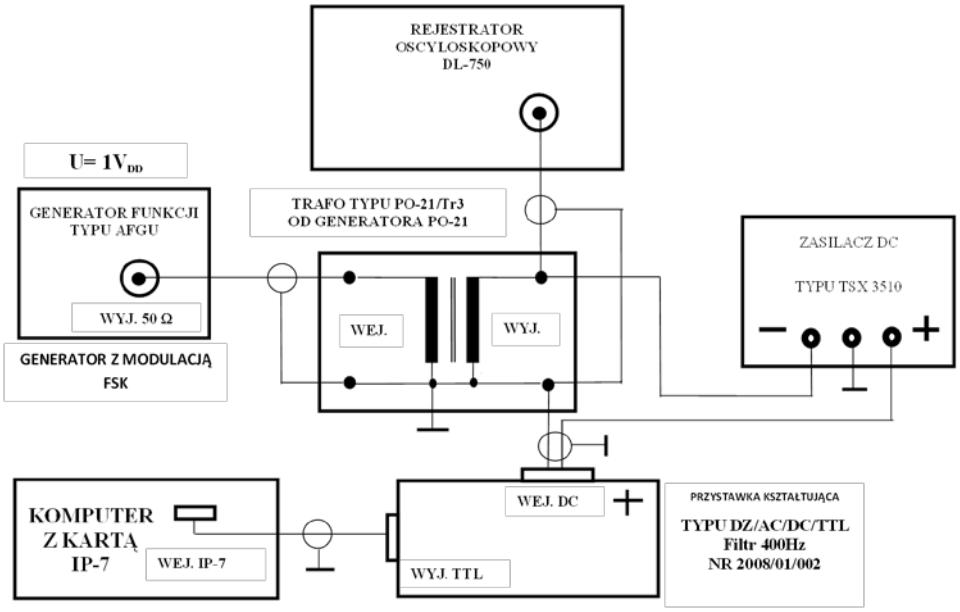
Tablica 4

Parametry zadane (na generatorze funkcji) przebiegów piłokształtnych częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$

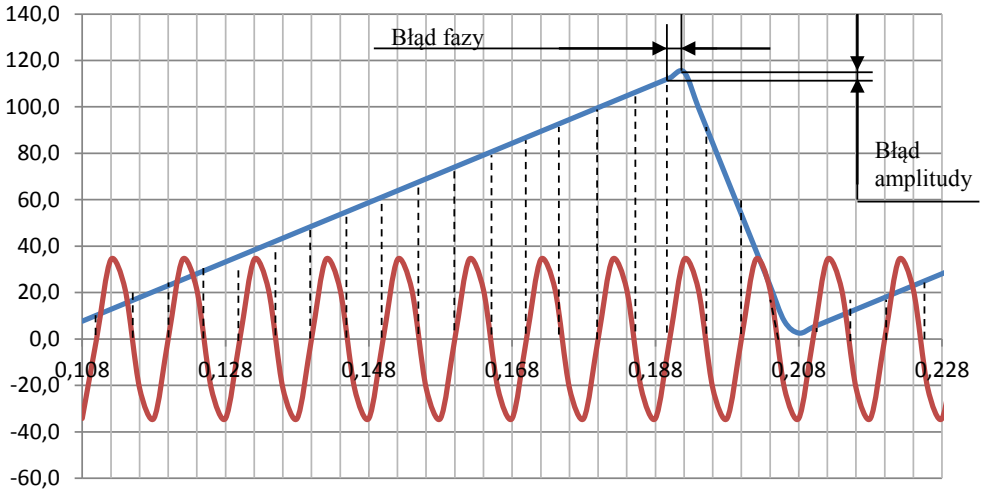
OBLICZANIE PRÓBKOWAŃ PRZY WAHANIACH O KSZTAŁTACH PIŁY

	częstotliwość	Czas		współczynnik	Górna	Czas	Częstotl.
lp	napięcia **F1**	trwania		krotności	częstość	trwania	fali
	wyjściowego	okresu		okresów		okresu	moduluj
-	**F1**	$T_{nośnej}$		k	**F2**	**Tsinus**	**Fsinus**
-	Hz	ms		-	Hz	ms	Hz
1	100	10		1,1	110	11,00	90,91
2	100	10		1,2	110	12,00	83,33
3	100	10		1,3	110	13,00	76,92
4	100	10		1,4	110	14,00	71,43
5	100	10		1,5	110	15,00	66,67
6	100	10		1,6	110	16,00	62,50
7	100	10		1,7	110	17,00	58,82
8	100	10		1,8	110	18,00	55,56
9	100	10		1,9	110	19,00	52,63
10	100	10		2	110	20,00	50,00
11	100	10		2,1	110	21,00	47,62
12	100	10		2,2	110	22,00	45,45
13	100	10		2,3	110	23,00	43,48
14	100	10	0	2,4	110	24,00	41,67
15	100	10	0	2,5	110	25,00	40,00
16	100	10	0	2,6	110	26,00	38,46
17	100	10	0	2,7	110	27,00	37,04
18	100	10	0	2,8	110	28,00	35,71
19	200	10	0	2,9	220	29,00	34,48
20	200	10	0	3	220	30,00	33,33
21	200	10	0	3,1	220	31,00	32,26
22	200	10	0	3,2	220	32,00	31,25
23	200	10	0	3,3	220	33,00	30,30
24	200	10	0	3,4	220	34,00	29,41
25	200	10	0	3,5	220	35,00	28,57
26	200	10	0	3,6	220	36,00	27,78
27	200	10	0	3,7	220	37,00	27,03
28	200	10	0	3,8	220	38,00	26,32
29	200	10	0	3,9	220	39,00	25,64
30	200	10	0	4	220	40,00	25,00
31	200	10	0	4,1	220	41,00	24,39
32	200	10	0	4,2	220	42,00	23,81
33	200	10	0	4,3	220	43,00	23,26
34	200	10	0	4,4	220	44,00	22,73
35	200	10	0	4,5	220	45,00	22,22
36	200	10	0	4,6	220	46,00	21,74
37	200	10	0	4,7	220	47,00	21,28
38	200	10	0	4,8	220	48,00	20,83
39	200	10	0	4,9	220	49,00	20,41
40	200	10	0	5	220	50,00	20,00
41	200	10	0	5,1	220	51,00	19,61
42	200	10	0	5,2	220	52,00	19,23
43	200	10	0	5,3	220	53,00	18,87
44	200	10	0	5,4	220	54,00	18,52
45	200	10	0	5,5	220	55,00	18,18
46	200	10	0	5,6	220	56,00	17,86
47	200	10	0	5,7	220	57,00	17,54
48	200	10	0	5,8	220	58,00	17,24
49	200	10	0	5,9	220	59,00	16,95

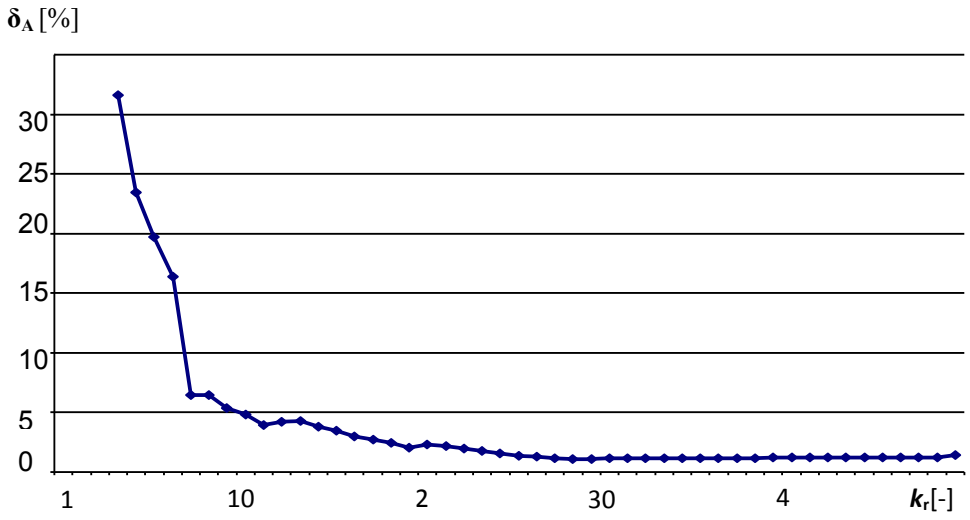
Zauważono, że błąd amplitudy wraz ze wzrostem współczynnika krotności okresów k_r zmniejsza się: dla $k_r = 3$, $\delta_A = 32\%$; dla $k_r = 7$, $\delta_A = 7\%$, po czym powoli dąży do stanu nasycenia dla $k_r = 27$, $\delta_A = 1{,}26\%$; dla $k_r = 50$, $\delta_A = 1{,}24\%$. W podobny sposób zmienia się błąd fazy: dla $k_r = 3$, $\delta_\varphi = 33\%$; dla $k_r = 7$, $\delta_\varphi = 8\%$. Ponieważ błąd $\delta < 10\%$ można uznać za wstępnie zadowalający, można więc przyjąć, że dla współczynnika krotności $k_r \geq 7$ następuje wiarygodne odzwierciedlenie zmian prędkości obrotowej danej pary kinematycznej o danej wadzie mechanicznej. W rzeczywistości próbkowanie pierwotne w metodzie FAM-C jest w sposób naturalny zsynchronizowane z obserwowanym przebiegiem. Dzięki temu błąd amplitudy i fazy jest znacznie mniejszy, szczególnie dla zwiększania prędkości kątowej obserwowanej pary kinematycznej, gdzie liczba „próbek" („próbkowania pierwotnego") również wzrasta proporcjonalnie do przyrostu prędkości.



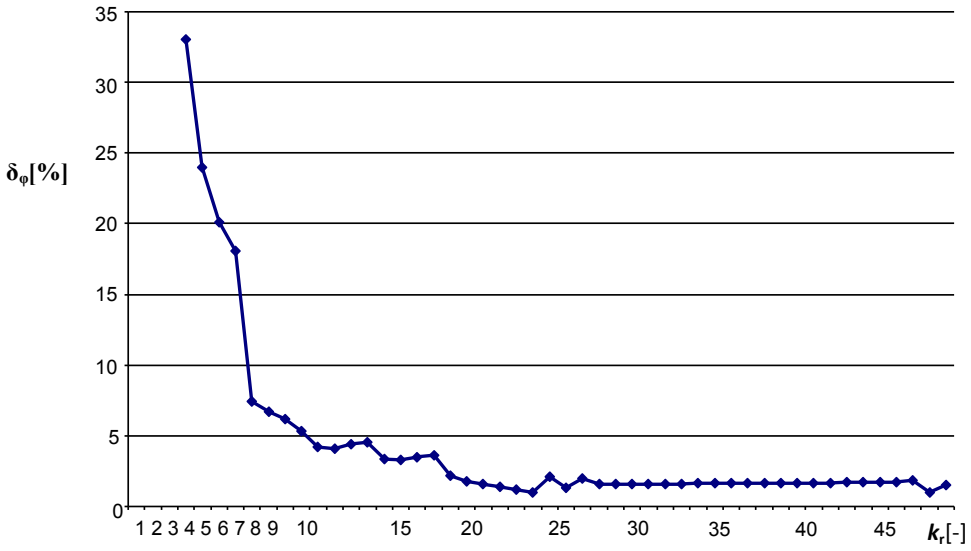
Rys. 4.3. Schemat stanowiska naśladujący zjawiska modulacji prędkości kątowej mechanicznego zespołu napędowego oraz jego odzwierciedlenie w modulacji częstotliwości napięcia pokładowej prądnicy prądu stałego SP przez FAM-C, umożliwiający kalibrację układu diagnostycznego



Rys. 4.4. Wyznaczanie błędu amplitudy oraz błędu fazy dla przebiegu modulującego piłokształtnego – rysunek poglądowy dla próbkowania pierwotnego jednofazowego półokresowego $k_r = 20$



Rys. 4.5. Zmiany względne błędu amplitudy dla przebiegu piłokształtnego w zależności od zmian wartości współczynnika krotności k_r



Rys. 4.6. Zmiany względne błędu fazy dla przebiegu piłokształtnego w zależności od zmian wartości współczynnika krotności k_r

Z powyższych rozważań można wysnuć wniosek, że jeżeli wartość współczynnika krotności jest wybrana z przedziału liczb rzeczywistych np. od 1 do 2, czyli $k_r = (1; 2)$, to najkorzystniej dla minimalizacji błędu amplitudy odwzorowania „próbkowania pierwotnego" byłoby, aby cecha liczby wynosiła 1, a mantysa miała wartość możliwie najmniejszą przy jednoczesnym systematycznym zwiększaniu czasu trwania pomiaru.

4.2.2. Próbkowanie pierwotne z uwzględnieniem luzów transmisji mechanicznej

Każdy zespół napędowy składa się z wielu elementów. Zgodnie z teorią dynamiki maszyn [209, 314], elementy (pary kinematyczne) nieobciążonego zespołu mechanicznego o quasi-stabilnej prędkości obrotowej podczas pracy wykazują znacznie więcej cech indywidualnych (drgania własne, drgania w ramach lokalnych luzów) niż podczas obciążenia znacznym (w stosunku do mocy znamionowej zespołu napędowego) momentem obciążenia lub dynamicznym zwiększaniem tego momentu. Przy takich uwarunkowaniach ogniwa kinematyczne dozorowanego zespołu napędowego podczas ruchu obrotowego wykonują ruchy oscylacyjne w ramach luzów w stosunku do sąsiednich elementów w łańcuchu kinematycznym. Luzy te powodują, że prądnica-przetwornik nie jest dokładnie (sztywno) zsynchronizowana z diagnozowanym ogniwem – synchronizacja ulega

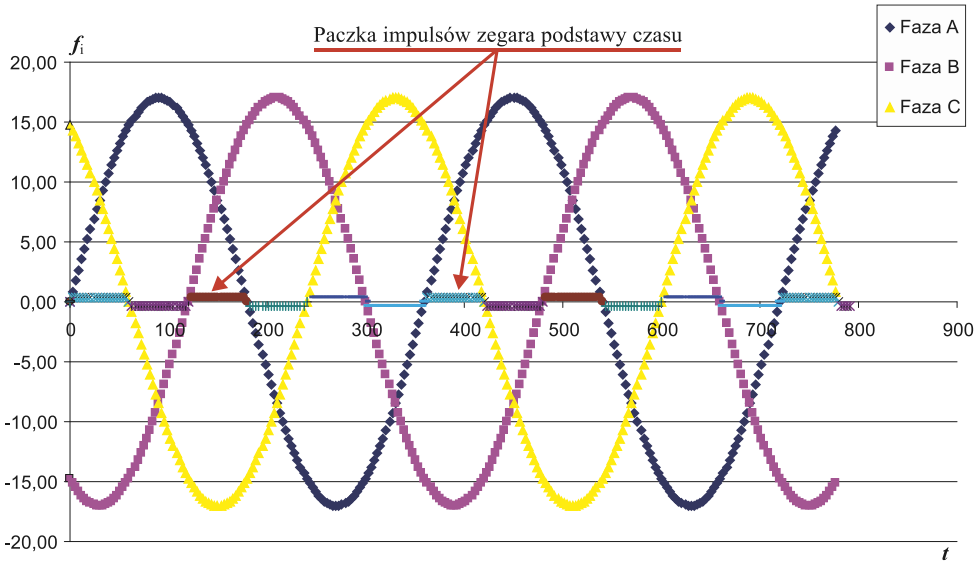
pewnym dodatkowym zmodulowaniom (drżeniom[1] fazy). Dzięki temu zmniejszają się błędy związane z leasingiem. Przypomina to stosowane w teorii i praktyce badań urządzeń osprzętu lotniczego pojęcie likwidacji „błędu zastoju" urządzenia. Najczęściej jest to pojęcie związane z nieliniowością tarcia lub nieliniowością związaną z napięciem powierzchniowym cieczy. Podobny problem istnieje także przy żyroskopach laserowych. Dlatego dla tych urządzeń wprowadza się często wibracje mechaniczne w celu wymuszenia w takich elementach ciągłego ruchu (drżenia kątowego). W przypadku pomiaru FAM-C i FDM-A występuje analogiczne zjawisko – powstaje naturalna likwidacja zjawiska aliasingu [29, 77] na skutek ruchów oscylacyjnych elementów mechanicznych badanego zespołu napędowego. Podczas oscylacyjnych drgań kątowych w łańcuchu kinematycznym zespołu napędowego następuje oscylacyjna zmiana błędów odwzorowania amplitud odchyleń ΔF. Im większa będzie amplituda oscylacji prędkości kątowej związana z luzami, tym będzie mniejszy błąd amplitudy częstotliwości chwilowej (dla zobrazowań $\Delta F = f(f_p)$) w stosunku do amplitudy wahań prędkości kątowej poszczególnych par kinematycznych badanego zespołu napędowego. Tak więc określane przez diagnostę wysokości zbiorów charakterystycznych będą obarczone zmniejszonym błędem [129]. Jednocześnie jednak przy zwiększaniu się luzów danego zespołu napędowego rzadsze mogą być zjawiska nawiązywania więzi kinematycznej na płaszczyznach przyporu kół zębatych. Wówczas to zbiory charakterystyczne $\Delta F = f(f_p)$ będą mniej liczne (rzadsze) i dlatego podczas badań zespołów maszynowych o znacznych luzach korzystne byłoby wydłużenie czasu trwania pomiaru diagnostycznego. Zwiększa się wówczas prawdopodobieństwo odwzorowania ekstremalnych amplitud wahań wszystkich widocznych dla danej prądnicy-przetwornika par kinematycznych monitorowanego mechanicznego zespołu napędowego.

4.2.3. Próbkowanie pierwotne dla układów pomiarowych wielofazowych

Pojęcie próbkowania wielofazowego polega na „nakładaniu" na osi czasu punktów przejść przez poziom zero wszystkich faz jednocześnie (rys. 4.7). Dotychczas autor stosował tę metodę pomiaru dla prądnic trójfazowych [129]. W ten sposób w jednostce czasu otrzymuje się trzykrotnie większą liczbę przejść przez zero niż dla pomiaru jednofazowego. Praktycznie rzecz biorąc, zjawisko indukowania się napięcia pozostaje bez zmian – badający nie wpływa na przesunięcia fazowe napięcia wyjściowego trójfazowego prądnicy-przetwornika. Problem za-

[1] Opisywane drżenie fazy spowodowane luzami międzyzębnymi, zdaniem autora, jest analogiem jittera impulsów próbkujących w teorii sygnałów [303, 307].

czyna się dopiero podczas detekcji sygnału wyjściowego w tzw. przystawce elektronicznej. Wszystkie trzy tory pomiarowe muszą mieć bardzo starannie dopasowane (symetryzowane) parametry związane z początkowym przesunięciem fazowym. W związku z tym wszystkie trzy tory wejściowe muszą mieć możliwie maksymalnie zbliżone wartości parametrów elektrycznych: rezystancji, indukcyjności i pojemności zastępczej.



Rys. 4.7. Przebieg trójfazowy i sposób zliczania czasu pomiędzy przejściami przez poziom zero

W przyszłości oprócz pomiaru trójfazowego planuje się realizację pomiarów częstotliwości chwilowej z systemów pięciofazowych – jednoczesne pobieranie sygnału z dwóch różnych prądnic-przetworników: prądnicy prądu stałego i z trzech faz prądnicy trójfazowej [313]. Umożliwiłoby to dodatkowo (oprócz dotychczasowych zobrazowań poszczególnych par kinematycznych) śledzenie procesów drgań skrętnych w układzie mechanicznym (w transmisji) pomiędzy gniazdem napędzającym prądnicę prądu stałego a gniazdem napędzającym prądnicę trójfazową prądu przemiennego [313]. Rozważane są także projekty uruchomienia układu sześciofazowego – jednoczesny pomiar trójfazowy z dwóch prądnic trójfazowych napędzanych z tej samej skrzyni przekładniowej (np. śmigłowiec Mi-24). Istnieje możliwość pomiarów 9-fazowych (prądnice trójfazowe: 2 prądnice trójfazowe elektroenergetyczne i jedna prądnica tachometryczna) oraz 12-fazowych (prądnice trójfazowe: 2 elektroenergetyczne i 2 prądnice tachometryczne). Umożliwią one aktywne sterowanie pasmowością strukturalną monito-

rowania danego mechanicznego zespołu napędowego. Dzięki możliwościom zmiany fazowości układu pomiarowego FAM-C możliwe jest ukierunkowanie optymalnej rozdzielczości układu pomiarowego na interesujące diagnostę węzły mechaniczne. Jednym słowem, możliwe będzie uzyskanie optymalnie korzystnej (pod względem rozdzielczości diagnostycznej) wartości współczynnika krotności k_r. Jednocześnie dodatkowo będą śledzone procesy drgań sprężystych (drgania skrętne) elementów mechanicznych położonych pomiędzy gniazdami napędzającymi poszczególne prądnice.

4.3. Próbkowanie wtórne TTM

4.3.1. Zagadnienia ogólne próbkowania wtórnego w metodach FAM-C i FDM-A

W latach osiemdziesiątych wraz z rozwojem techniki cyfrowej zaczęto korzystać z TTM (do wyznaczania drgań własnych łopatek turbin w elektrowniach oraz do wyznaczania drgań własnych sprężarek w silnikach turboodrzutowych) z pomiarem cyfrowym [273–275, 278, 279, 282, 301]. Podobny sposób realizacji pomiaru stosują również układy momentomierzy quasi-fazowych, gdzie badane są kąty skręcania dodatkowego wałka umieszczonego pomiędzy źródłem mocy mechanicznej a odbiornikiem energii [68, 201, 202, 206, 256, 295–297]. TTM nie wymaga rozbudowanego toru pomiarowego, a synchroniczny sposób dyskretyzacji sygnału gwarantuje małą objętość danych pomiarowych względem metody tensometrycznej) i szybką analizę wyników (z opóźnieniem do 0,1 sekundy) wymaganą przez układy monitorowania elementów krytycznych [278, 301–303].

W metodach FAM-C i FDM-A, podobnie jak w TTM, próbkowanie wtórne realizowane jest przez układ komparacji w tzw. przystawce elektronicznej (układ elektroniczny kondycjonowania sygnałów) oraz zegar podstawy czasu karty licznikowej. Jest to klasyczny sposób próbkowania, opisany w licznych opracowaniach z dziedziny TTM. W radiotechnice z kolei realizuje się w podobny sposób pomiar czasu trwania powrotu sygnału radiowysokościomierzy i dalmierzy impulsowych [164]. W środowisku elektrotechnicznym z kolei istnieją opracowania dotyczące próbkowania przebiegu analogowego np. napięcia prądnicy i ewentualnie cyfrowego odtwarzania jego amplitudy. Rozważane są wówczas liczne parametry błędów, np. błąd kształtu odtworzonego sygnału, błąd od zakłóceń radiowych itp. W przypadku aplikacji metod FAM-C i FDM-A przedmiotem zainteresowania nie jest przebieg zmian amplitudy napięcia prądnicy, lecz jej częstotliwość, a dokładniej zmiany przyrostów czasu

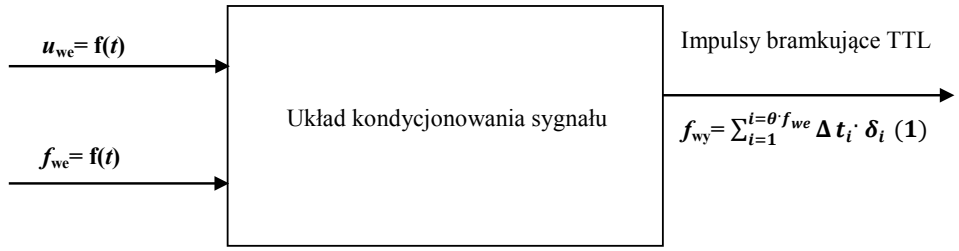
pomiędzy kolejnymi położeniami zezwoju wirnika prądnicy-przetwornika przez strefę magnetycznie obojętną stojana. Odzwierciedlenie historii tych kolejnych położeń umożliwia wtórne, cyfrowe odtworzenie przebiegu zmian prędkości kątowej poszczególnych ogniw kinematycznych badanego zespołu napędowego. Z uwagi na specyfikę pozyskiwania i obróbki sygnału wejściowego (przebiegu napięcia prądnicy) na przebieg częstotliwości chwilowej należy w tym miejscu omówić stosowane sposoby elektronicznej obróbki sygnału – umożliwi to wytłumaczenie błędów systematycznych i aparaturowych popełnianych podczas próbkowania wtórnego.

4.3.2. Układ kondycjonowania sygnału – analiza błędów

Układ kondycjonowania sygnału jest to pierwszy blok układu pomiarowego FAM-C. Ma on za zadanie odebranie sygnału analogowego napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika (rys. 4.8) i przygotowanie go do standardu TTL. Jak wcześniej opisano, sygnał z prądnicy-przetwornika zawiera cenne informacje diagnostyczne o stanie technicznym poszczególnych par kinematycznych mechanicznego zespołu napędowego zakodowane w modulacji częstotliwości tego przebiegu. Zmodulowania częstotliwościowe prędkości kątowych badanego zespołu napędowego są pierwotnym sygnałem diagnostycznym. Powodują one zmodulowania częstotliwości znamionowej napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika. W zależności od ilorazu częstotliwości znamionowej i częstotliwości pierwotnego sygnału diagnostycznego wprost proporcjonalnie zmienia się rozdzielczość obserwacji poszczególnych par kinematycznych. Diagnosta może sterować rozdzielczością poprzez zmianę konfiguracji struktury fazowości układu pomiarowego. Zmiana konfiguracji wymaga równolegle działania torów pomiarowych o liczbie równej liczebności faz.

W bloku kondycjonowania sygnału odbywa się przygotowanie odbieranego (wejściowego) sygnału analogowego napięcia z prądnicy-przetwornika do przemiany w postać cyfrową. W tym celu odbierany sygnał napięcia jest wzmacniany, obcinany symetrycznie (u góry i od dołu) na pewnym poziomie napięcia. Sygnałem wyjściowym są impulsy bramkujące generowane w chwili przejścia sygnału napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika przez poziom zero. W ten sposób tworzy się zbiór impulsów, w którym informacja diagnostyczna zakodowana jest w odległościach czasowych pomiędzy tymi impulsami. Na wyjściu generowany jest więc ciąg impulsów (quasi-impulsów Diraca) $\delta_i(1)$. Nośnikiem informacji jest odstęp czasowy pomiędzy kolejnymi impulsami – ciąg $\{\Delta t_i\}$. Liczba elementów tego ciągu jest równa ilorazowi czasu obserwacji pomiarowej θ i wartości częstotliwości wejściowej f_{we}. Zgodnie z literaturą [265, 294], układ formowania impulsów ma pewien próg działania i opóźnienie,

powodujące błąd przyrostu czasu Δt_i. Błąd ten zależy od stromości narastania napięcia przebiegów wejściowych i jest tym mniejszy, im stromość jest większa. Stromość ta zależy od wartości wzmocnienia w układzie kondycjonowania sygnału oraz od wartości szczytowej sygnału napięcia prądnicy-przetwornika, tj. sygnału wejściowego układu kondycjonowania sygnału. Znaczny wpływ na błąd przyrostu czasu Δt_i ma odkształcenie sygnału przebiegu napięcia prądnicy-przetwornika $u(t)$ w pobliżu przejścia przez poziom zero.



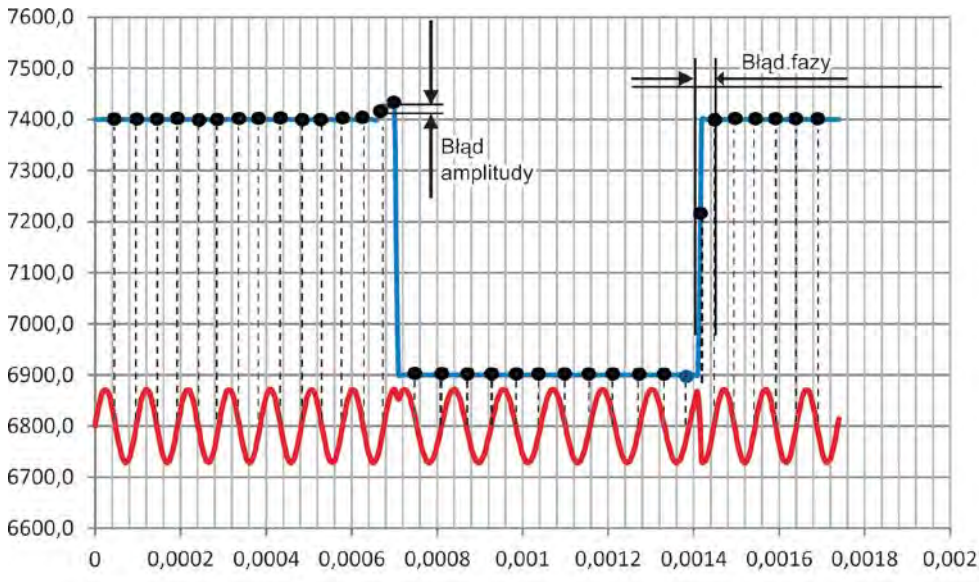
Rys. 4.8. Układ kondycjonowania sygnału jako trójnik

4.3.3. Rola karty licznikowej i jej współdziałanie z komputerem w systemie pomiarowym FAM-C i FDM-A

Karty pomiarowe licznikowe umożliwiają pomiar czasu trwania impulsu w standardzie TTL. Karty te są wyposażone w jeden lub kilka niezależnych liczników pomiarowych. W badaniach autor stosuje dwubajtowe, 16-bitowe liczniki kart, które mają możliwość zapisania maksymalnej wartości $2^{16} = 65535$ [290]. Największą dokładność pomiaru karty licznikowej można uzyskać, gdy wartość licznika zliczającego impulsy będzie bliska pojemności licznika. Tak więc karta licznikowa o wyższej częstotliwości zegara podstawy czasu ma możliwość pomiaru częstotliwości wahań mechanicznych o wyższym progu częstotliwości minimalnej f_p niż karta o niższej częstotliwości.

W torach pomiarowych prądu przemiennego (FAM-C) często stosowany jest pomiar modulacji częstotliwości przy zliczaniu dwupołówkowym (półokresowym), rys. 4.9. W tym celu potrzeba dwóch torów pomiarowych (rys. 4.10) na karcie licznikowej. Oba tory muszą mieć możliwie najbardziej do siebie zbliżone wartości przesunięcia fazowego. Poprawność działania sprawdza się zazwyczaj przy podawaniu napięcia prądnicy-przetwornika (rys. 4.9, czerwona sinusoida) o częstotliwości zmieniającej się zgodnie z prostokątnym przebiegiem częstotliwości o współczynniku wypełnienia 50%. Ten prostokątny przebieg częstotliwości symuluje zmodulowania częstotliwości prędkości kątowej ogniwa kinema-

tycznego mechanicznego zespołu napędowego. Jednocześnie ten prostokątny przebieg częstotliwości odzwierciedla kształt sygnału sterującego zmianą częstotliwości generatora funkcji (rys. 4.3). Wprost proporcjonalnie do tego przebiegu prostokątnego, jak wspomniano, powstaje zmodulowanie FM na wyjściu generatora funkcji. Układ pomiarowy (rys. 4.10) dokonuje pomiaru przyrostów czasu pomiędzy przejściami przez poziom zero. Następnie wykonywany jest dyskretny przebieg częstotliwości chwilowej w funkcji czasu (rys. 4.9, kropki koloru czarnego). Teraz porównując fazę sygnału wzorcowego (rys. 4.9, niebieska ciągła linia) z fazą odzwierciedlenia dyskretnego tego przebiegu (czarne punkty), można określić błąd fazy. Analogicznie można śledzić odchylenia amplitudy krzywej poprowadzonej pomiędzy zbiorem czarnych punktów a wzorcowym przebiegiem prostokątnym. W ten sposób można określić błąd amplitudy i fazy poszczególnych zespołów pomiarowych FAM-C i FDM-A (rys. 4.9). Rzeczywisty sygnał przebiegu częstotliwości uzyskiwany z generatora funkcji przedstawiono na rys. 4.11. Przykładowy zestaw parametrów błędu amplitudy i fazy dla układu rzeczywistego kanału DC (metoda FDM-A) przygotowywanego do testowania silnika SO-3 przedstawiono w tablicy 5.

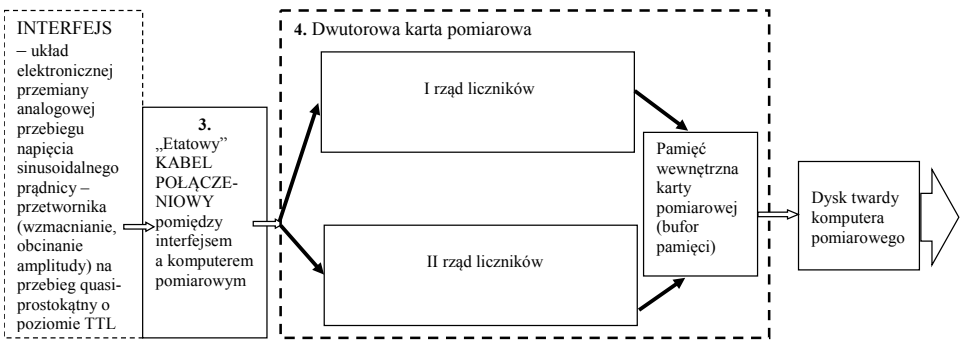


Rys. 4.9. Wyznaczanie błędu amplitudy oraz błędu fazy dla przebiegu modulującego prostokątnego o współczynniku wypełnienia 50% – rysunek poglądowy dla próbkowania pierwotnego jednofazowego półokresowego $k_r = 27$

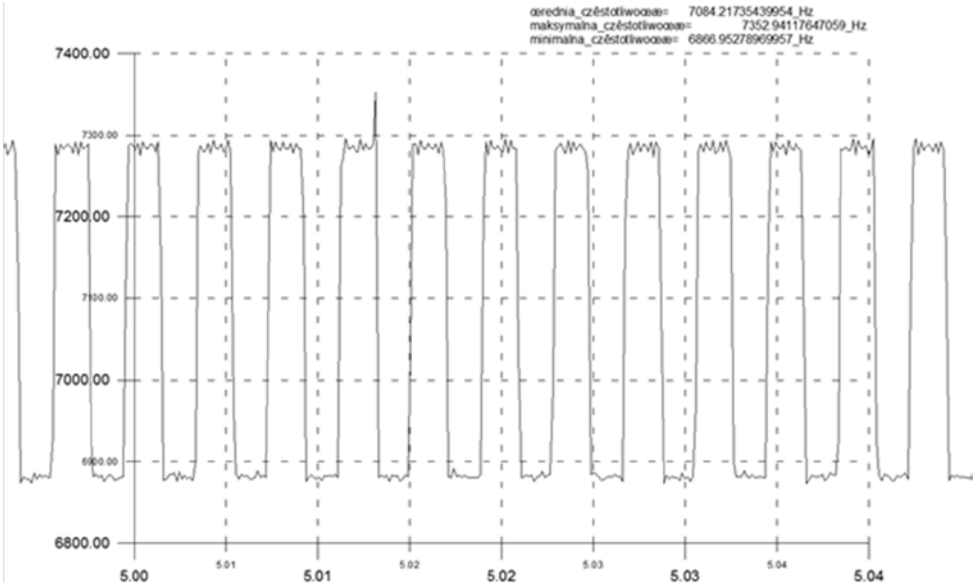
Tablica 5

Wartości fali prostokątnej zmodulowań częstotliwości FSK, ustawiane na generatorze funkcji w celu symulowania zmian modulacji częstotliwości składowej pulsacji prądnicy prądu stałego, powodowanych przez podpory wirnika silnika SO3/3W przy dziesięciokrotnym zmniejszeniu częstotliwości procesu dla *n* = 7000 obr/min i 15 600 obr/min – wartości zadane

Prędkość obrotowa wału głównego turbiny napędowej (obr/min)	Klasa diagnostyczna	Wartości zadane						
		$F_1 = F_{min}$	$F_2 = F_{max}$	t_1	t_2	Nazwa zbioru	A	fp
		Hz	Hz	ms	ms	-	Hz	Hz
7000	O	3201	3151	2,435	2,435	1OGS	50	205
	A	3216	3136	2,435	2,435	1AGS	80	205
	B	3276	3076	2,435	2,435	1BGS	200	205
	C	3376	2976	2,435	2,435	1CGS	400	205
	D	4076	2276	2,435	2,435	1DGS	1800	205
	E	4426	1926	2,435	2,435	1EGS	2500	205
15600	O	7103	7053	1,945	1,945	7OGS	50	257
	A	7118	7038	1,945	1,945	7AGS	80	257
	B	7178	6978	1,945	1,945	7BGS	200	257
	C	7278	6878	1,945	1,945	7CGS	400	257
	D	7978	6178	1,945	1,945	7DGS	1800	257
	E	8328	5828	1,945	1,945	7EGS	2500	257



Rys. 4.10. Uniwersalny ogólny schemat blokowy podzespołów umieszczonych w komputerze pomiarowym zaadaptowanym na potrzeby metod FAM-C i FDM-A z zaznaczeniem badanych podzespołów dla dwupołówkowego systemu zliczania przejść przez poziom zero



Rys. 4.11. Przebieg częstotliwości chwilowej dla zmodulowań częstotliwości w formie przebiegu prostokątnego podczas sprawdzania funkcjonowania układu FDM-A w warunkach laboratoryjnych

4.3.4. Wybrane zagadnienia z teorii i praktyki techniki pomiaru częstotliwości

Cyfrowe przyrządy pomiarowe można podzielić pod względem struktury pomiarowej [231, 265] na:

- ziarniste, tj. dyskretne,
- analogowe.

Stosuje się dwie metody cyfrowego pomiaru częstotliwości [76, 259, 265]. Pierwsza, tzw. bezpośrednia, polega na zliczaniu impulsów uformowanych z mierzonego przebiegu częstotliwości f_x we wzorcowym przedziale czasowym T_p. Druga z nich polega na pomiarze okresu T_x (zamiast częstotliwości f_x). Metoda ta, zwana pośrednią, jest także stosowana (podczas próbkowania wtórnego) w aparaturze pomiarowej FAM-C i FDM-A.

Błąd względny metody bezpośredniej, w ślad za [265], wynosi:

$$\frac{\Delta f_{\mathrm{x}}}{f_{\mathrm{x}}} = \frac{1}{n} + \frac{\Delta T_p}{T_p} = \frac{1}{f_{\mathrm{x}} T_p} + \frac{\Delta f_{\mathrm{w}}}{f_{\mathrm{w}}} \tag{4.6}$$

Charakterystyczny dla metody bezpośredniej pierwszy składnik błędu jest tym mniejszy, im większa jest częstotliwość mierzona f_w i im dłuższy jest wzorcowy czas trwania pomiaru T_p. W przypadku szybkich zmian częstotliwości mierzonej czas trwania pomiaru nie może być zbyt długi, gdyż częstotliwościomierz zlicza liczbę przejść przez zero podczas pomiaru. Zbyt długie trwanie pomiaru może spowodować wypełnienie licznika.

Do pomiaru mniejszych częstotliwości, dla których dokładność metody bezpośredniej maleje, stosuje się metodę pośrednią. Chcąc więc otrzymać wartość wprowadzonej na wejściu przyrządu nieznanej częstotliwości f_x należy dokonać obliczenia tej częstotliwości jako odwrotności okresu T_x. Błąd pomiaru okresu wynosi:

$$\frac{\Delta T_{\mathrm{x}}}{T_{\mathrm{x}}} = \frac{1}{n} + \frac{\Delta T_b}{T_b} = \frac{f_{\mathrm{x}}}{f_{\mathrm{w}} k} + \frac{\Delta f_{\mathrm{w}}}{f_{\mathrm{w}}} + \frac{1}{k S_1 T_x} \tag{4.7}$$

Jednak trudno jest ustalić poziomy zadziałania dokładnie w pobliżu zera, gdzie zapewnione jest minimum błędu pomiaru kąta przesunięcia fazowego. Gdy jednak napięcie wejściowe zostanie wzmocnione, wartość błędu ulegnie zmniejszeniu – będzie odwrotnie proporcjonalna do wielkości wzmocnienia. Dlatego też aparatura FDM-A (przystawka elektroniczna prądu stałego) ma w swej strukturze wzmacniacz napięciowy. Prądnica-przetwornik prądu stałego generuje składową pulsacji prądu stałego o stosunkowo niskiej wartości amplitudy U_{pp} = 0,2 ÷ 2,1 V. Dla porównania, lotnicza prądnica-przetwornik prądu przemiennego generuje napięcie międzyfazowe prądu przemiennego o stosunkowo wysokiej wartości amplitudy U_{RMS} = 200 V, czyli U_{pp} = 560 V. W celu „wyrównania szans" sygnał składowej pulsacji dla prądnicy-przetwornika prądu stałego powinien być silnie wzmocniony.

Błąd metody pomiaru przyrostów czasu jest błędem przypadkowym. Można go zmniejszyć, jeżeli istnieje możliwość k-krotnego powtórzenia pomiaru tej samej wartości („obserwacji" tego samego procesu dynamicznego) w identycznych warunkach. Zmniejszenie błędu metody przy jednokrotnym pomiarze można uzyskać, stosując dwa równoległe układy pomiarowe, każdy z inną częstotliwością generatora: pierwszy – „główny" z dłuższym okresem powtarzania impulsów T_{w1}, drugi z okresem powtarzania impulsów T_{w2}. Wynik pomiaru przyrostu czasu można określić z równania:

$$T_{\mathrm{x}} = n_1 \cdot T_{\mathrm{w1}} + n_2 \cdot (T_{\mathrm{w1}} - T_{\mathrm{w2}}) \tag{4.8}$$

gdzie:

n_1 – liczba przejść przez zero dla układu pomiarowego z wykorzystaniem generatora z dłuższym okresem powtarzania impulsów T_{w1}; n_2 – liczba przejść przez zero dla układu pomiarowego z wykorzystaniem generatora z krótszym okresem powtarzania impulsów T_{w2}.

W praktyce metodę tę stosuje się w pomiarach FAM-C, wykorzystując dwa układy pomiarowe o niewielkiej różnicy częstotliwości zegara wewnętrznego jednocześnie do pomiarów z tej samej prądnicy-przetwornika. Efekty są dopiero uwzględniane przy analizie parametrów zbiorów charakterystycznych, gdzie uśrednia się parametry zobrazowań z obu torów pomiarowych. Jednakże technicznie możliwe jest także zsynchronizowanie obu torów pomiarowych, aby dokonywać uśredniania już na etapie tworzenia zbiorów paczek impulsów.

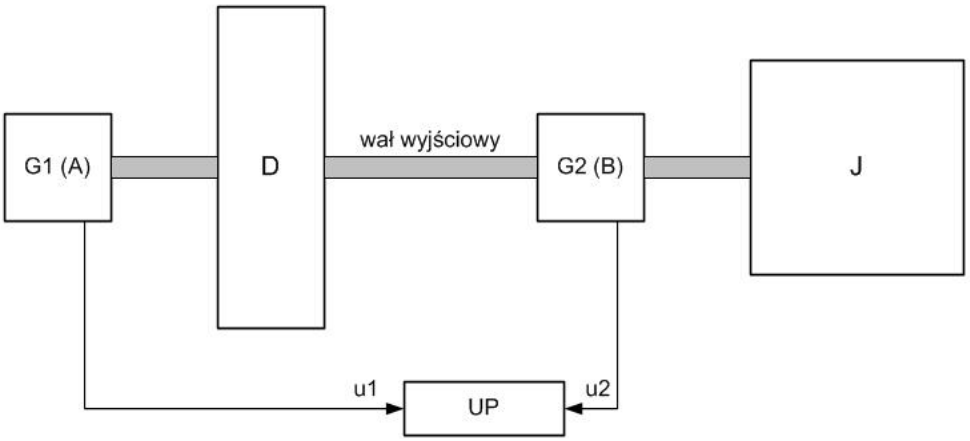
4.3.5. Możliwości synchronizacji torów pomiarowych dwóch różnych prądnic-przetworników

W podrozdziale 4.2.3 omówiono możliwości synchronicznego pomiaru wielofazowego dla kilku różnych prądnic-przetworników prądu przemiennego. Tymczasem przesłanki praktyczne i teoretyczne mogą świadczyć o tym, że prądnica prądu przemiennego może synchronicznie współpracować z prądnicą prądu stałego – metody FAM-C i FDM-A mogą się wzajemnie uzupełniać [114, 136, 313]. Zastosowanie jednoczesne dwóch rodzajów prądnic: prądu stałego i przemiennego, powinno spowodować istotny wzrost pewności uzyskanych danych diagnostycznych, przyczyniając się do zwiększenia wiarygodności diagnozy. Dzięki zsynchronizowaniu procesu pozyskiwania i analizy wyników z kilku prądnic (torów pomiarowych złożonych z różnych rodzajów prądnic), rys. 4.12, możliwa jest analiza wielu dodatkowych zagadnień, jak określenie poziomu naprężeń skrętnych elementów transmisji mocy i zużywania się łożysk. W niniejszej monografii poszerzono badania nad tym zagadnieniem. Badania prowadzono zarówno w formie rozważań matematycznych, jak i badań fizykalnych [313]. Każdy z torów pomiarowych generuje składowe przebiegów napięcia o zupełnie innym kształcie (rys. 4.13). Zróżnicowania te wynikają z odmienności sposobu formowania się napięcia:

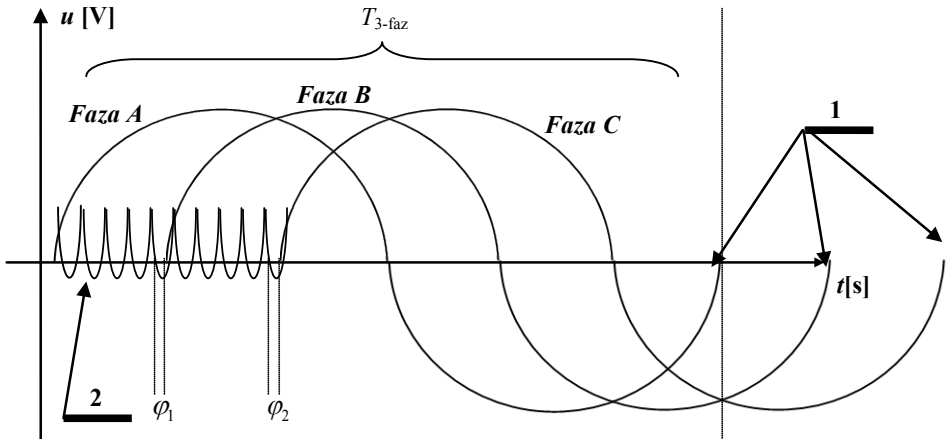
- w prądnicy prądu przemiennego, gdzie indukuje się tylko składowa quasi-sinusoidalna prądu przemiennego (bez składowej stałej),
- w komutatorowej prądnicy prądu stałego, gdzie pierwszy etap formowania odbywa się podobnie jak w maszynie prądu przemiennego, lecz jest on elektromaszynowo prostowany przez komutator, przez co powstają dwie składowe: składowa stała napięcia (o wartości 28 V) oraz składowa przemienna o wartości skutecznej amplitudy 0,1÷2,1 V [215]. Kształt składowej przemiennej przypomina połączenie odwróconych półsinusoid (rys. 4.13, szczegół 2).

W każdej z metod inne też są sposoby pomiaru częstotliwości chwilowej:

- kanał AC (w metodzie FAM-C) – pomiar trójfazowy i półokresowy,
- kanał DC (w metodzie FDM-A) – pomiar pełnookresowy.

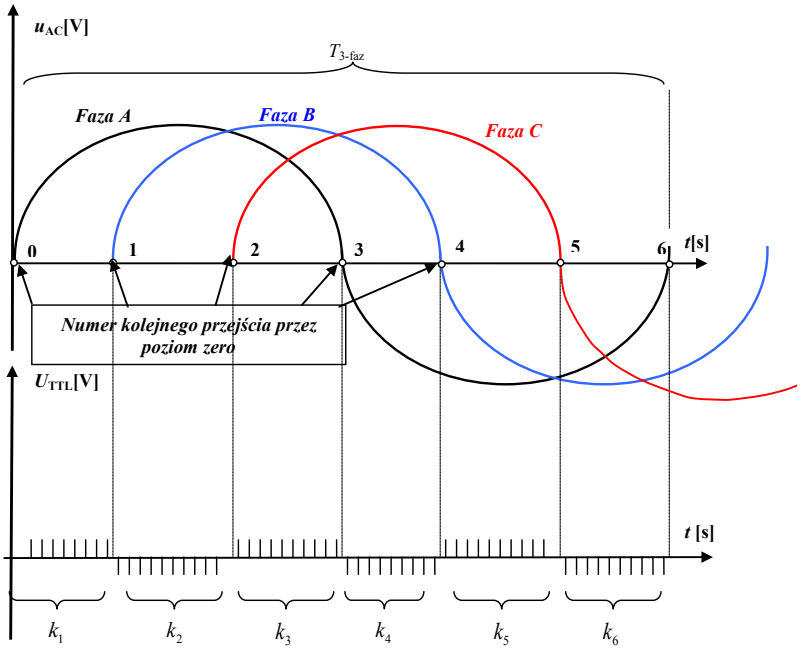


Rys. 4.12. Schemat blokowy pomiaru kąta skręcania wału transmisji z wykorzystaniem modulacji częstotliwości napięcia dwóch różnych prądnic: G1, G2 – prądnice, D – silnik napędowy, UP – układ pomiarowy, u1, u2 – napięcie wyjściowe prądnic (G1, G2), obciążenie mechaniczne silnika (np. przekładnia główna śmigłowca wraz ze śmigłem)

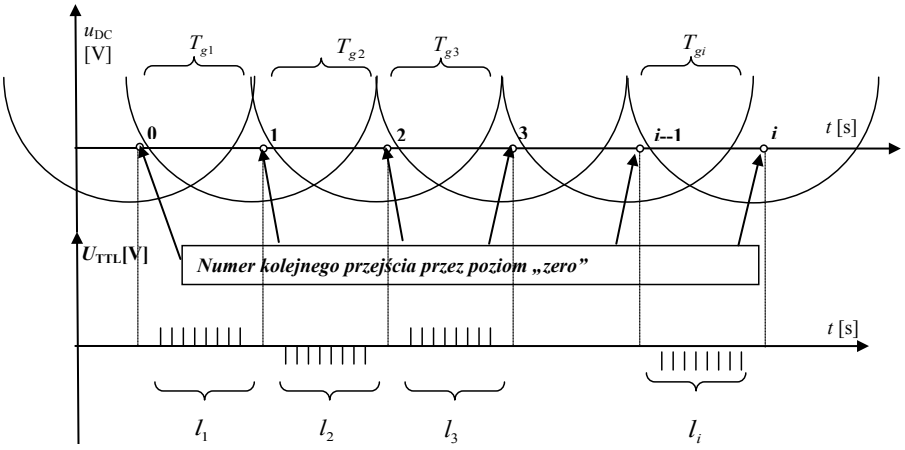


Rys. 4.13. Przebiegi napięć z dwóch różnych prądnic wykorzystywane do pomiaru kąta skręcenia wału: 1 – napięcie wyjściowe prądnicy trójfazowej prądu przemiennego (fazy: A, B, C), 2 – składowa pulsacji napięcia wyjściowego komutatorowej prądnicy prądu stałego

W dodatku każda z tych prądnic ma inny sposób pomiaru – dla prądnicy trójfazowej stosowany jest sposób zliczania półokresowy i trójfazowy, podczas gdy w przypadku komutatorowej prądnicy prądu stałego pełnookresowy jednofazowy (rys. 4.14 i 4.15).



Rys. 4.14. Sposób zliczania przejść przez zero dla trójfazowej prądnicy prądu przemiennego: uAC – przebieg napięcia poszczególnych faz trójfazowej prądnicy-przetwornika w metodzie FAM-C, $k_1, k_2, k_3, k_4, k_5, k_6$ odpowiednio liczba impulsów dla kolejnej ekspozycji liczeniowej (UTTL)



Rys. 4.15. Sposób zliczania przejść przez zero dla komutatorowej prądnicy prądu stałego: uDC – przebieg składowej pulsacji prądnicy-przetwornika prądu stałego w metodzie FDM-A; $l_1, l_2, l_3, l_4, l_5, l_6$ odpowiednio liczba impulsów dla kolejnej ekspozycji liczeniowej (UTTL)

Różne są też częstotliwości generatora podstawy czasu kart licznikowych. Przykładowo, przy pomiarach diagnostycznych silnika SO-3 autor stosował:

- w torze DC (dla prądnicy prądu stałego) kartę licznikową IP-7 o częstotliwości podstawy czasu $f_{zg} = f_s = 32$ MHz,
- w torze AC (dla trójfazowej prądnicy prądu przemiennego) kartę licznikową PCL-830 o częstotliwość podstawy czasu (generatora wewnętrznego karty licznikowej) $f_{z\text{-}3faz} = f_s = 1$ MHz.

Oznacza to, że dla jednego wygenerowanego impulsu w metodzie FAM-C przypadają 32 impulsy wygenerowane w metodzie FDM-A. Zatem czas wygenerowania jednego okresu przebiegu napięcia wyjściowego T_{3faz} (rys. 4.14) dla prądnicy 3-fazowej prądu przemiennego przy pomiarze dwupołówkowym (przy zastosowaniu dwutorowej karty licznikowej z generatorem podstawy czasu $f_{z\text{-}3faz} = f_s = 1$MHz) wynosi:

$$t_{z1-3faz} = \frac{\sum_{i=1}^{6} k_1}{1000000} = \frac{\sum_{i=1}^{m} k_i}{f_{z-3faz}} \text{ [s]} \tag{4.9}$$

Liczba 6 bierze się stąd, że dla układu pomiarowego silnika SO-3/3W na sześć okresów przebiegu napięcia składowej pulsacji prądnicy prądu stałego przypada jeden półokres trójfazowej prądnicy prądu przemiennego.

Dla prądnicy prądu stałego z kolei czas jednego okresu T_{z1g} (rys. 4.13) można określić:

$$T_{z1g} = \frac{l_i}{32000000} = \frac{l_i}{f_{zg}} \text{ [s]} \tag{4.10}$$

Tak więc podczas analizy jednoczesnego pomiaru sygnałów z obu prądnic (rys. 4.11) należy stosować zasadę sprzężonych „rodzin”[2] [313], których okresy i półokresy są dobrane na zasadzie najmniejszej wspólnej wielokrotności (NMW). Przyjmijmy, że dla prądnicy prądu stałego będzie to liczba $l = \{l_1, l_2, \ldots, l_i, \ldots l_n\}$, zaś dla prądnicy trójfazowej prądu przemiennego liczba $k = \{k_1, k_2, \ldots, k_i, \ldots, k_m\}$. W przyszłości możliwe będzie zastosowanie tej teorii do analizy pomiaru kąta skręcenia wału pomiędzy dwiema prądnicami. Możliwy będzie monitoring dynamiki kąta skręcenia takiego wału [313] i wyliczenie wartości amplitudy tego kąta:

[2] Każda „rodzina” jest dobrana w postaci określonej liczby półokresów przebiegu napięcia prądnicy prądu przemiennego oraz okresów przebiegu składowej pulsacji napięcia wyjściowego prądnicy prądu stałego.

$$\varphi_1 \approx \frac{(f_{z-3\,faz\max} k_1 - f_{zg\min} \sum_{i=1}^{n} l_i)}{f_{z-3\,faz\max} \sum_{i=1}^{6} k_i} 2\pi \tag{4.11}$$

gdzie:

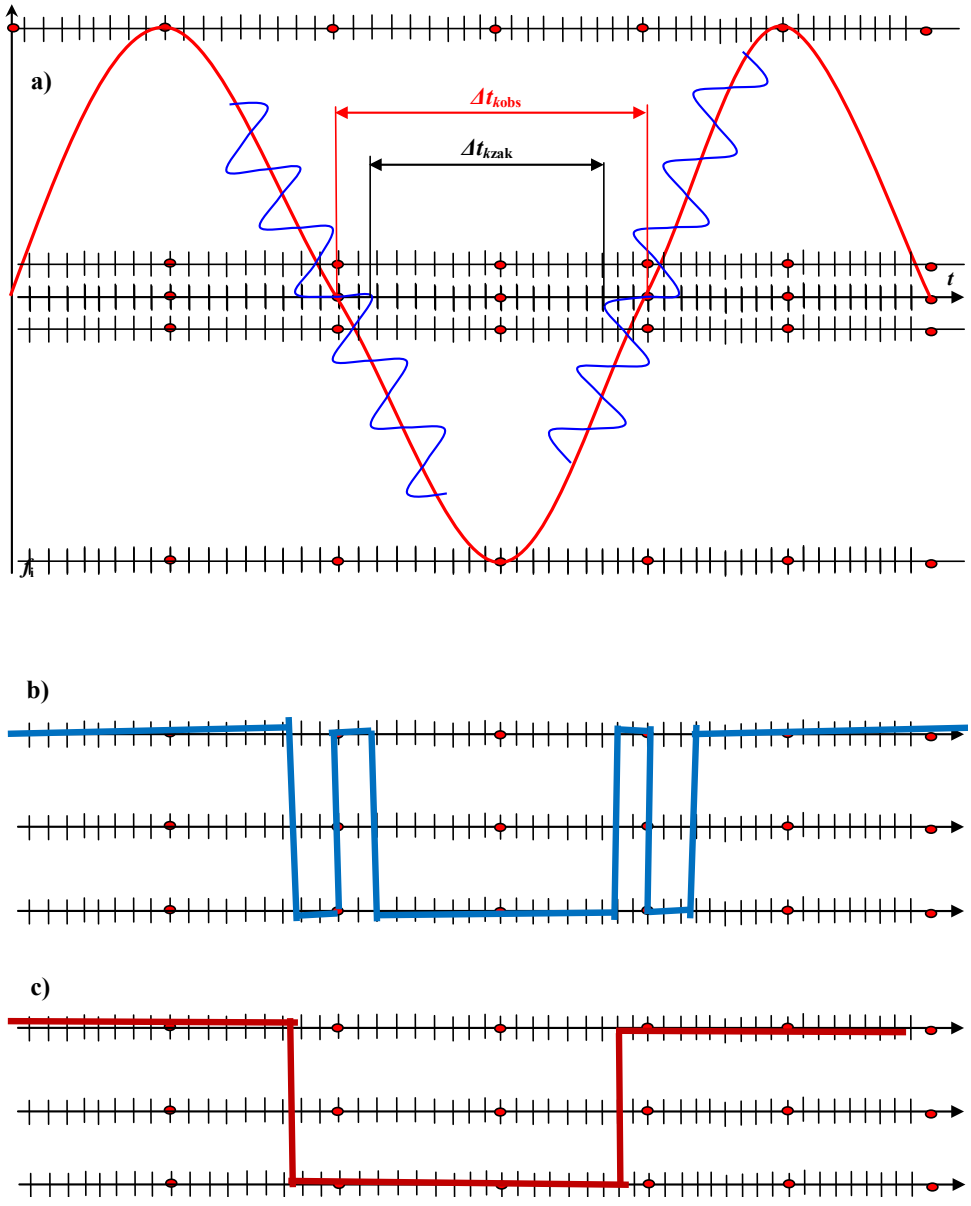
$f_{z\text{-}3fazmax}$ – częstotliwość maksymalna podstawy czasu stosowana na kartach licznikowych systemu pomiarowego dla toru pomiarowego prądnicy prądu przemiennego, f_{zgmin} – częstotliwość minimalna podstawy czasu stosowana na kartach licznikowych systemu pomiarowego dla toru pomiarowego komutatorowej prądnicy prądu stałego, l_i – liczebność kolejnej (*i*-tej) paczki impulsów wygenerowanej pomiędzy kolejnymi przejściami składowej pulsacji komutatorowej prądnicy prądu stałego przez poziom zero, k_i – liczebność kolejnej (*i*-tej) paczki impulsów wygenerowanej pomiędzy kolejnymi przejściami trójfazowego napięcia wyjściowego prądnicy prądu przemiennego przez poziom zero, n – liczba paczek impulsów otrzymanych w torze pomiarowym prądu stałego, m – liczba paczek impulsów otrzymanych w torze pomiarowym prądu przemiennego.

Porównując poszczególne kąty skręcenia wału, można określić jego dynamikę skrętu i wyciągnąć odpowiednie wnioski. Można będzie przygotować aparat matematyczny pod inne zjawiska mechaniczne, np. monitoring wyluzowania łącznego różnych lotniczych zespołów napędowych z wieloma różnymi prądnicami pokładowymi.

4.3.6. Wpływ zakłóceń sygnału napięcia prądnicy-przetwornika na błąd próbkowania wtórnego

Wstępny opis fizyki wpływu zakłóceń na błędy pomiaru FAM-C i FDM-A

Funkcjonowanie metody FAM-C oparte jest na wykorzystaniu parametrów modulacji częstotliwości i fazy, co zgodnie z teorią sygnałów powinno zapewnić dużą odporność na zakłócenia. W metodzie FAM-C częstotliwość chwilowa jest obliczana metodą pośrednią – poprzez obliczanie przyrostów czasu pomiędzy kolejnymi przejściami przez poziom zerowy. W tym miejscu (w pobliżu przejścia przez zero) gradient zmian napięcia jest największy, a więc też największa jest odporność na zakłócenia wysokoczęstotliwościowe [67, 270, 304–306].



Rys. 4.16. Oddziaływanie przebiegu z zakłóceniami wysokoczęstotliwościowymi:
a) przebieg obserwowany z przebiegiem zakłócającym o wyższej częstotliwości:
Δt_{kobs} – przyrost czasu sygnału obserwowanego bez zakłóceń, Δt_{kzak} – przyrost czasu sygnału wypadkowego: sygnału obserwowanego z nałożonymi zakłóceniami,
b) odpowiedź komparatora bez histerezy, c) odpowiedź komparatora z histerezą

Niemniej jednak wpływ zakłóceń na wyniki istnieje[3]. Wspomina o tym wiele pozycji literaturowych, np. w [270, 304÷306] udowodniono matematycznie, że przy „skażeniu" obserwowanego sygnału przebiegu napięciowego

$$u_{\text{obs}} = f(t) = U_{\text{obs}} \cdot \sin(2\pi f_{obs} t) \tag{4.12}$$

sygnałem zakłócającym

$$u_{\text{zak}} = f(t) = U_{\text{zak}} \cdot \sin(2\pi f_{zak} t) \tag{4.13}$$

następuje nakładanie sygnału, przyrosty czasu pomiędzy kolejnymi przejściami przez poziom zerowy średnio statystycznie zmniejszają się. Spowoduje to pozorne zwiększenie częstotliwości obliczonej tym sposobem [304] (rys. 4.16). Tak więc przebieg złożony z obu sygnałów (zakłócającego i obserwowanego) może mieć przyrost czasu pomiędzy kolejnymi *k*-tymi przejściami przez poziom zerowy Δt_{kzak} mniejszy niż dla sygnału niezakłóconego (Δt_k). Zależności te można opisać, w ślad za [304, 305], w postaci wzorów:

a) przyrost czasu sygnału obserwowanego bez zakłóceń

$$\Delta t_{kobs} = \frac{1}{2 \cdot f_{obs}} \tag{4.14}$$

b) przyrost czasu sygnału wypadkowego: sygnału obserwowanego z nałożonymi zakłóceniami

$$\Delta t_{kzak} = \Delta t_{kobs} - 2 \cdot U_{\text{zak}} \left[1 - u_{\text{obs}}'(t_{\text{k}})\right] \tag{4.15}$$

Po podstawieniu do (4.15) wzorów (4.12) oraz (4.14) można otrzymać:

$$\Delta t_{kzak} = \frac{1}{2 \cdot f_{obs}} - 4 \cdot U_{\text{zak}} U_{\text{obs}} \pi f_{obs} \cdot \cos.(2\pi f_{obs} t_{\text{k}}) \tag{4.16}$$

Z uwagi na wykorzystanie w procesie diagnostycznym m.in. sygnału wyjściowego z trójfazowej prądniczki tachometrycznej należało zastosować także trójfazowe źródło wzorcowe w postaci kalibratora trójfazowego z możliwością kształtowania zmodulowania częstotliwości. Cały proces kalibracyjny ma na celu

[3] [161], str. 165, „Nie mierzymy właściwie przedziałów czasu między „impulsami", lecz przedziały czasu między chwilami, w których przebiegi wyjściowe przekraczają pewne ustalone wcześniej poziomy napięciowe (progi) …".

dokonanie oceny i wymierne oszacowanie błędów metrologicznych struktur pomiarowych poszczególnych zestawów pomiarowych FAM-C. Kalibracje polegają na podawaniu na wejście badanego układu pomiarowego FDM-A wykalibrowanych zmian i zniekształceń napięcia trójfazowego:

1) częstotliwości nośnej napięcia wyjściowego,
2) wartości skutecznej napięcia,
3) asymetrii napięć fazowych,
4) wartości współczynnika amplitudy,
5) całkowitej zawartości harmonicznych,
6) wartości poszczególnych harmonicznych,
7) składowej stałej napięcia,
8) zmiany kąta fazowego pomiędzy poszczególnymi wektorami fazowymi napięcia,
9) głębokości modulacji amplitudy.

Dlatego należało najpierw przeprowadzić badania na obiekcie rzeczywistym lub przeprowadzić analizę teoretyczną. Wartość częstotliwości nośnej napięcia wyjściowego prądniczki tachometrycznej D-10/2 wynika z cech konstrukcyjnych, m.in. przełożenia zmniejszającego 4:1[4] [129, 312] prędkości wałka prądnicy tachometrycznej w stosunku do prędkości kątowej wału głównego – tablica 6. Wartości skuteczne napięcia otrzymane z pomiarów na silnikach SO-3/3W zestawiono w tablicach 7 i 8.

Tablica 6

Pomiar parametrów częstotliwości prądniczki tachometrycznej D-10/2

Numer prędkości znamionowej wału głównego silnika SO-3	Wał główny silnika SO-3	Wał główny silnika SO-3	Wałek prądniczki D-10/2	Wałek prądniczki D-10/2
-	*n*	*n*	*n*	*n*
-	obr/min	Hz	obr/min	Hz
1	7000	116,7	1750	29,2
2	9500	158,3	2375	39,6
3	11500	191,7	2875	47,9
4	12250	204,2	3063	51,0
5	13500	225,0	3375	56,3
6	15100	251,7	3775	62,9
7	15600	260,0	3900	65,0

[4] Takie właśnie przełożenie (4:1) jest w zespole napędowym TS-11 Iskra pomiędzy wałem głównym silnika SO-3/3W a wałkiem prądniczki tachometrycznej D-2/10 [312].

Niestety, podczas pomiarów diagnostycznych na lotniskach nie prowadzono dotychczas pomiarów zniekształceń sygnału wyjściowego prądnic tachometrycznych. Dlatego też niezbędne było dokonanie tych pomiarów w warunkach laboratoryjnych. W tym celu zbudowano układ napędowy. Na wyjściu prądnicy otrzymano przebieg trójfazowy o znacznym odchyleniu kształtu od sinusoidy [114].

Stwierdzono znaczne wartości parametrów zniekształceń, a także liczne przekroczenia poziomu tych zniekształceń w stosunku do poziomów normatywnych:

- wartość współczynnika głębokości amplitudy $p = 1{,}06 \div 1{,}95\%$, wg normy $p < 1\%$,
- wartość współczynnika amplitudy $k_a = 1{,}5 \div 1{,}69$, wg normy $k_a = 1{,}26 \div 1{,}56$ – kształt wierzchołków ulega wydłużeniu względem sinusoidy i zbliża się do kształtu trójkąta (dla trójkąta $k_a = 1{,}73$),
- wartości asymetrii napięcia od 1,02% do 6,7% – wg normy 1,5%,
- wartość całkowitej zawartości harmonicznych $m = 10{,}5 \div 10{,}8\%$, wg normy $m < 8\%$,
- wartość najwyższej harmonicznej $h_{11} = 7{,}4\%$, wg normy $h_{max} < 5\%$.

Wartości te uległy poprawie przy zwiększeniu prędkości obrotowej „wału głównego silnika" do $n_N = 15600$ obr/min, tj. dla wałka prądniczki tachometrycznej $n_{D10} = 3900$ obr/min, jednakże w dalszym ciągu przekraczały wymagania normatywne.

Tablica 7

Pomiar parametrów napięcia wyjściowego prądniczki tachometrycznej D-10/2, testy nr 54, 69, 88

Numer prędkości	Wał główny	SO-3 nr 37173205TS-11 nr 3H1405			SO-3 nr 37173205TS-11 nr 3H1405			SO-3 nr 37173205TS-11 nr 3H1405		
		test nr 54, 08.11.2007			test nr 69, 30.06.2008			test nr 88, 28.04.2009		
-	n	U_{AB}	U_{BC}	U_{AB}	U_{BC}	U_{CA}	U_{CA}	U_{AB}	U_{BC}	U_{CA}
-	obr/min	V	V	V	V	V	V	V	V	V
1	7000	12,73	12,53	12,73	-	-	-	11,05	11,25	11,22
2	9500	16,61	16,31	16,58	15,95	16,20	16,22	13,70	13,90	14,23
3	11500	18,97	18,48	18,75	18,94	19,26	19,30	16,50	16,80	16,77
4	12250	20,09	19,67	19,91	20,00	20,35	20,37	17,70	18,12	18,04
5	13500	21,8	21,4	21,7	21,67	22,05	22,13	19,10	19,51	19,43
6	15100	23,73	23,2	23,6	23,75	23,17	24,32	20,91	21,02	21,30
7	15600	24,17	23,67	24,07	24,4	24,85	24,95	21,80	21,40	21,8

Tablica 8

Pomiar parametrów napięcia wyjściowego prądniczki tachometrycznej D-10/2, testy nr 52, 86, 87

Numer prędkości	Wał główny	SO-3 37174238 TS-11 nr 3H1611			SO-3 nr 37176110 TS-11 nr 3H1712			SO-3W 48172110 TS-11 nr 3H1630		
		test nr 52, 16.10.2007			test nr 87, 28.04.2009			test nr 86, 28.04.2009		
-	n	U_{AB}	U_{BC}	U_{CA}	U_{AB}	U_{BC}	U_{CA}	U_{AB}	U_{BC}	U_{CA}
-	obr/min	V	V	V	V	V	V	V	V	V
1	7000	11,9	12,0	11,8	11,07	11,32	11,24	11,17	11,17	11,17
2	9500	16,3	16,6	16,4	14,64	15,07	14,82	14,89	14,89	14,89
3	11500	19,1	19,7	19,4	17,30	17,78	17,63	17,28	17,28	17,28
4	12250	20,3	20,6	20,4	18,03	18,54	18,38	18,44	18,44	18,44
5	13500	21,6	21,9	21,8	19,54	20,09	19,95	20,15	20,15	20,15
6	15100	23,5	23,9	23,6	21,29	21,96	21,70	21,91	21,91	21,91
7	15600	24,0	24,5	24,2	22,07	22,36	22,11	22,37	22,37	22,37

4.3.7. Możliwości zastosowania modulacji kwadraturowej w metodach FAM-C i FDM-A

W cyfrowej transmisji sygnału stosuje się, zaproponowana w 1960 r., tzw. kwadraturową modulację amplitudy QAM (Quadrature Amplitude Modulation) [67, 155, 200, 239, 246]. W istocie modulacja kwadraturowa jest modulacją bez fali nośnej w dwóch niezależnych kanałach. Wykorzystana jest tu właściwość trygonometryczna, iż sygnały sinusoidalny i kosinusoidalny są sygnałami ortogonalnymi. Tak więc, jeżeli faza dwóch różnych sygnałów o tej samej wartości częstotliwości nośnej będzie przesunięta o 90^o, to dzięki zastosowaniu tzw. demodulacji koherentnej (synchronicznej) możliwa będzie niezależna i niezakłócająca się wzajemnie transmisja i detekcja dwóch różnych sygnałów o tej samej częstotliwości nośnej[5]. W metodach FDM-A i FAM-C można zastosować dla każdej z prądnic podwójny (zdublowany) układ pomiarowy ze wstępnym względnym przesunięciem fazowym napięcia wyjściowego o 90^o. Można będzie wówczas obserwować sygnały mechaniczne od dwóch różnych rezonatorów lub modulatorów mechanicznych o zbliżonej częstotliwości znamionowej i zbliżo-

[5] W literaturze przedmiotu [67, 155, 200, 246] jedna z nich nazywana jest synfazową „I", druga kwadraturową „Q".

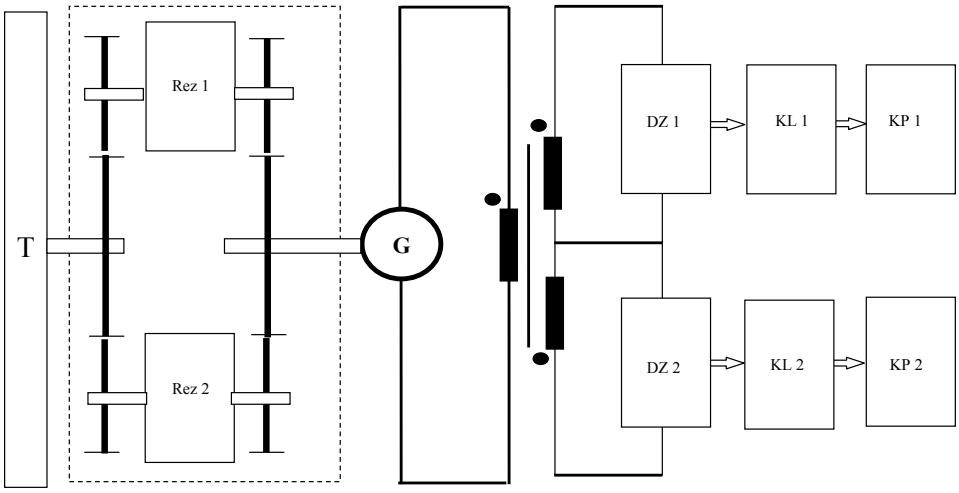
nym paśmie zmodulowań. Jest to w pełni możliwe, gdyż zazwyczaj te dwa rezonatory mechaniczne nie mają „idealnie jednakowych" częstotliwości znamionowych, tj. nośnych m.cz. ($\omega_{N1} \neq \omega_{N2}$). W związku z tym po przeniesieniu pierwotnych sygnałów diagnostycznych przez prądnicę-przetwornik w pasmo sygnału w.cz. te relacje zostaną zachowane. Teraz sygnał w.cz. zostaje przeniesiony przez pokładową sieć elektryczną (medium propagacji sygnału w.cz.) do różnych jej elementów, m.in. do różnego rodzaju końcówek. Do nich to zazwyczaj są przyłączane układy pomiarowe FAM-C lub FDM-A. Sygnał w.cz. poddany detekcji przez taki układ powraca do pasma niskiej częstotliwości. Analizowane jest spektrum częstotliwościowe każdej z par kinematycznych. Jeżeli układ detekcji będzie miał strukturę podobną do ukazanej na rys. 4.17, to pojawią się nowe możliwości analizy takiego spektrum częstotliwościowego. Układ taki przypomina układ dekodera koherentnego stosowany w telekomunikacji (w telefonii komórkowej) do odtwarzania dwóch różnych sygnałów m.cz. przesyłanych w tym samym paśmie w.cz. W prezentowanym na rys. 4.17 układzie z sygnału w.cz. poprzez przeciwsobną transformację uzyskiwane są w każdym z kanałów detekcyjnych dwa spektra częstotliwościowe m.cz. Zliczanie przyrostów czasu (próbkowanie wtórne FAM-C) dla każdego z tych spektrów, z powodu przesunięcia fazowego na transformatorze wejściowym, odbywa się w innej kolejności. W związku z tym w jednym z kanałów będzie uprzywilejowany pierwszy rezonator, a w drugim – drugi. Jeżeli jednak oba rezonatory mają „idealnie jednakowe"[6] częstotliwości nośne, to pozostaje jeszcze okresowe przesuwanie się częstotliwości nośnych na skutek stochastycznego lub periodycznego tracenia więzi kinematycznej z głównym źródłem mocy (pierwotną falą nośną) na skutek np. luzów międzyzębnych kół zębatych.

Niezależnie od tych rozważań, przesunięcie fazowe o 90° jest jednocześnie przesunięciem czasu obserwacji. Zwiększa się dzięki temu przesunięciu prawdopodobieństwo „wyłowienia" krótkotrwałych szybkozmiennych zmian pierwotnego sygnału diagnostycznego. W praktyce oznacza to przesunięcie górnej granicy okna widzialności metod FAM-C i FDM-A w kierunku wyższych częstotliwości.

Dotychczas w metodach FDM-A i FAM-C obserwowano wszystkie procesy jednocześnie na jednym układzie współrzędnych. Dla źródeł drgań mechanicznych (rezonatorów) o zbliżonej częstotliwości własnej otrzymywano zbiory charakterystyczne zachodzące na siebie. Obliczenie ich parametrów (m.in. wysokości i granic zajmowanych pasm poszczególnych zbiorów charakterystycznych) było

[6] Za „idealnie jednakowe" częstotliwości należy rozumieć tak zbliżone częstotliwości, że po próbkowaniu pierwotnym (elektromechanicznym w prądnicy-przetworniku) próbkowanie wtórne przy danej częstotliwości podstawy czasu nie jest w stanie (średnio statystycznie) ich wykryć.

niekiedy bardzo kłopotliwe, a czasami wręcz niemożliwe, zwłaszcza dla rezonatorów lub modulatorów mechanicznych o dynamicznie zmieniających się w czasie trwania testu granicach zajmowanego pasma lub wartości amplitudy. Autor uważa, że po zastosowaniu demodulacji koherentnej (QAM) [67, 100-101, 155, 220, 228, 306], będzie możliwe rozdzielenie takich zbiorów charakterystycznych źródeł drgań mechanicznych. W tym celu należałoby zastosować dwa bliźniacze układy pomiarowe w torze pomiaru sygnału prądnicy prądu stałego. Na wejście obu tych układów podawany byłby sygnał napięcia wyjściowego prądnicy-obserwatora w przeciwfazie.



Rys. 4.17. Układ modulacji kwadraturowej w metodzie FAM-C: T – pierwotne źródło mocy mechanicznej (np. turbina gazowa), Rez 1 – rezonator mechaniczny nr 1, Rez 2 – rezonator mechaniczny nr 2, G – prądnica-generator, DZ – detektor zera (przystawka elektroniczna, tj. blok kondycjonowania sygnałów) nr 1, DZ 2 – detektor zera nr 2, KL 1 – karta licznikowa (timer) nr 1, KL 2 – karta licznikowa nr 2, KP 1 – komputer pomiarowy nr 1, KP 2 – komputer pomiarowy nr 2

4.4. Znaczenie właściwości metrologicznych metod FAM-C i FDM-A w procesie weryfikacji hipotez pracy – podsumowanie

W niniejszym rozdziale autor zawarł swoją wiedzę na temat właściwości metrologicznych metod FAM-C i FDM-A. Główną uwagę skupiono na układzie pomiarowym oraz na błędach związanych z tym układem. Szczególnie dokładnie

przeanalizowano zagadnienia przekształcania sygnału analogowego napięcia prądnicy-przetwornika w sygnał cyfrowy w układzie pomiarowym FAM-C lub FDM-A [100, 104, 105, 127, 129]. Podrozdział 4.2.3 dotyczy głównie błędów próbkowania pierwotnego realizowanego przez prądnicę-przetwornik. Zostało w nim wyeksponowane sterowanie krotnością fazową systemów pomiarowych FAM-C. Sterowanie to jest realizowane nie przez prądnicę-przetwornik, lecz przez zmianę struktury elektronicznego układu pomiarowego. Zmiany krotności fazowej powodują istotne zmiany czułości metody i poziomu błędów. W podrozdziale 4.3.5 z kolei została przedstawiona koncepcja zwiększania rozdzielczości diagnozowania zespołów napędowych poprzez jednoczesne wykorzystanie kilku różnych prądnic-przetworników. Istotne są relacje błędu wynikowego wynikające z błędu generatora podstawy czasu, tj. zmiany częstotliwości f_s karty licznikowej, (co omówiono w podrozdziale 4.3.4) na skutek niestabilności tej częstotliwości oraz stochastycznych relacji fazowych pomiędzy impulsami (f_s) a miejscami przejść przez poziom zerowy przebiegu napięcia prądnicy-przetwornika. Oprócz błędów wynikających ze zmiany struktury fazowości układu pomiarowego (podrozdziały 4.2.3 i 4.3.5) oraz błędów wynikających z niestabilności zegara podstawy czasu i relacji fazowych pomiędzy impulsami tego zegara a obserwowanym sygnałem z prądnicy-przetwornika (podrozdział 4.3.4) istnieje oddziaływanie amplitudowych zakłóceń na błąd pomiarowy (podrozdział 4.3.6). Ogólnie biorąc, udział zakłóceń amplitudowych rozszerza pasmo widma sygnału i zwiększa wartość częstotliwości granicznych.

Omówiono także zagadnienia metrologiczne związane z działaniem prądnicy-przetwornika (realizującej próbkowanie pierwotne elektromaszynowe), jak i z pomiarem przyrostu czasu (próbkowanie wtórne elektroniczne). Wytyczono tu wiele kierunków działania, niezbędnego do zmniejszenia błędów pomiarów i zwiększenia wiarygodności diagnozy badanego zespołu napędowego. Na uwagę zasługuje pomysł zastosowania zmodyfikowanej przez autora modulacji kwadraturowej. Wdrożenie tego pomysłu wymaga dwukrotnie większej liczby torów pomiarowych, lecz umożliwi rozdzielenie niektórych zbiorów charakterystycznych związanych z ogniwami kinematycznymi o zbliżonych kątowych prędkościach znamionowych.

Opis metrologiczny metody przedstawiony w niniejszym rozdziale zawiera zestaw wzorców modeli związków pomiędzy wadami par kinematycznych mechanicznych zespołów napędowych skojarzonych ze zobrazowaniami FAM-C i FDM-A. Zestaw tych wzorców jest niezbędny w procesie weryfikacji hipotezy, zawartej w podrozdziale 2.3, dotyczącej właściwości prądnic-przetworników jako kompleksowego źródła informacji w dozorowaniu mechanicznych zespołów napędowych. Częściowe wyjaśnienie prawdziwości tego przypuszczenia zostało zamieszczone w rozdziale 3 (na podstawie badań fizykalnych, w tym

pomiarów mechanicznych i analiz matematycznych) w zakresie wzorców modeli dla pojedynczych typów i rodzajów zużycia i uszkodzeń pojedynczych par kinematycznych dozorowanego zespołu napędowego. Jednakże zakres rozważań zawartych w rozdziale 3 ograniczał się do diagnozowania pojedynczych par kinematycznych. W praktyce gestor (właściciel) zespołów napędowych jest zainteresowany wszechstronną i kompleksową diagnostyką wielu par kinematycznych jednocześnie, a nie tylko pojedynczych wyizolowanych podzespołów. Z takim kompleksowym diagnozowaniem wiążą się liczne problemy praktycznej analizy skomplikowanych i często mocno rozbudowanych rzeczywistych mechanicznych zespołów napędowych. To zagadnienie zostało przedstawione w następnym rozdziale. Rozdział 5 przedstawia materiał dowodowy potwierdzający prawdziwość sformułowanej hipotezy o możliwości dozorowania wielu ogniw kinematycznych równolegle, z zastosowaniem sterowania sumarycznym oknem obserwowalności wieloprądnicowej struktury pomiarowej FAM-C i FDM-A.

5

WYKORZYSTANIE METOD FAM-C I FDM-A W PROCESIE DOZOROWANIA OBIEKTÓW TECHNICZNYCH

5.1. Zakres wdrożeń metod FAM-C i FDM-A na obiektach rzeczywistych

Metoda FAM-C jest stosowana przez autora i jego zespół od 1991 r. – określono wówczas przyczyny ukręcania się wałków prądnic mobilnych urządzeń zasilania elektrycznego samolotów LUZES-V [191]. Stwierdzono wówczas, że przyczyną był zbyt wolny regulator prędkości obrotowej silnika turbinowego. Z chwilą skokowego zrzutu obciążenia prądnicy ze 160% S_{Ne} do 10% S_{Ne}[1] jego odpowiedź była zbyt wolna – następowały specyficzne korelacje pomiędzy wahaniami wału silnika wirnika prądnicy i niewłaściwego oddziaływania zbyt wolnego dynamicznie regulatora prędkości obrotowej, co wywoływało drgania skrętne o zwiększającej się amplitudzie – następowało przyspieszone zużycie zmęczeniowe [194]. Zastosowane silniki turbinowe z wyeksploatowanych śmigłowców prawdopodobnie miały zwiększone (znaczące) wartości luzów obwodowych: na wielowypustach połączeń wolnej turbiny z reduktorem TUN-75/R, kół zębatych reduktora, na połączeniu wielowypustowym tulei napędowej z prądnicą. W czasie wahań związanych ze zmianami obciążenia luz

[1] S_{Ne} – moc znamionowa prądnicy – w omawianym przypadku (prądnica lotnicza GT-40) zmiana mocy obciążenia elektrycznego wynosiła od 64 kW do 4 kW. Prądnica ta była napędzana silnikiem turbośmigłowym GTD-350 (zdemontowanym ze śmigłowca Mi-2) o mocy 350 kM, tj. S_{Nm} = 455 kW. Tak więc zmiana obciążenia na wale silnika turbinowego wynosi od 14% do 9% S_{Nm}.

łączny umożliwiał wyhamowywanie elementów składowych łańcucha transmisji, pomiędzy turbiną a wirnikiem prądnicy. Z chwilą nawiązania więzi kinematycznej (po wybraniu luzów obwodowych) następowało gwałtowne przyspieszenie prędkości kątowej. Takiemu przyspieszeniu przeciwstawiały się siły od momentów bezwładności łańcucha transmisji. Doprowadzało to do znacznych momentów skręcających. Siły sprężystości powodowały po pewnym czasie „odkręcenie" w drugą stronę. Pojawiał się więc ruch oscylacji kąta skręcenia wałków w łańcuchu transmisji. Zjawiska sprężynowania wałka można przedstawić w postaci elektrycznego układu zastępczego, w którym właściwości sprężyste można przedstawić w postaci indukcyjności, luzy obwodowe i momenty bezwładności w postaci pojemności, siły tarcia i momenty tłumienia wiskotycznego w postaci rezystancji czynnej. Układ zastępczy ma ściśle określoną częstotliwość drgań rezonansowych. Jeżeli tłumienie w układzie (w postaci rezystancji czynnej) jest zbyt małe, to w czasie oscylacji rezonansowych może dojść do przegrzania, a nawet uszkodzenia obwodu elektrycznego. Można w tym miejscu zadać pytanie, dlaczego na śmigłowcach Mi-2 nie dochodzi do rezonansowych uszkodzeń wałków prądnic? Odpowiedź jest prosta. Głównym powodem jest sprzężenie mechaniczne zespołu napędowego ze śmigłem nośnym. Śmigło to ma tak duży moment bezwładności w stosunku do momentu bezwładności pozostałych elementów łańcucha transmisji, że przesuwa wartość częstotliwości rezonansowej w kierunku bardzo niskich częstotliwości, daleko poniżej częstotliwości wałka prądnicy.

Następnie diagnozowano tą metodą sprzęgła jednokierunkowe samolotów MiG-29 [80, 81, 83–86, 97, 129]. Tutaj z kolei, głównie na skutek niepoprawnej pracy sprzęgieł jednokierunkowych, na niektórych silnikach dochodziło także do dynamicznego ukręcania się wałów prądnic [81, 84–87, 93, 94]. W oparciu o te doświadczenia w 1994 r. opracowano pierwszy prototypowy półautomatyczny tester kieszonkowy. W 2001 r. wdrożono system SD-KSA diagnozowania sprzęgieł jednokierunkowych i bloków regulatora hydraulicznego samolotów MiG-29 [80, 97, 129].

Metoda FAM-C stosowana jest od kilku lat do lokalizowania i określania wartości kąta przekoszenia β oraz wartości mimośrodu a połączeń wielowypustowych [129]. Umożliwia to wykrywanie zmiany kąta β rzędu $0{,}1 \div 0{,}2^{o}$ [90, 104, 105, 124, 127, 131]. Przekoszenia połączeń wielowypustowych są jednymi z bardziej niebezpiecznych rezultatów wad montażowych. Występuje tu punktowe przemieszczanie się miejsca styku krawędzi wielowypustów. Powoduje to kumulację ciepła (na skutek tarcia posuwistego) i lokalnych naprężeń stykowych w środkowej części wielowypustów. Powstają tam znaczące ubytki materiałowe na powierzchni [35, 41–43, 247]. Przekoszenie $\beta = 1{,}5^{o}$ wałka wielowypustowego prądnicy SGO-8 powoduje po 800 h pracy (wg badań wykonanych pod kierow-

nictwem autora na zespole napędowym LUZES-II) charakterystyczny „beczułkowaty" kształt ubytku materiałowego wielowypustów. Znane są efekty znacznie groźniejsze w skutkach – przerwanie pracy agregatów, a nawet całej skrzyni napędów. Jak wiadomo, skrzynia napędów przekazuje energię mechaniczną m.in. na pompę hydrauliczną. Ciśnienie hydrauliczne jest niezbędne do poprawnego sterowania współczesnym statkiem powietrznym – bez niego staje się niesterowalny, ulega przepadaniu, a następnie często katastrofie.

Metodą FAM-C wykonano także serię badań przetwornic elektromaszynowych [112, 115, 117, 129]. Badania polegały na kontrolowanym zadawaniu różnych uszkodzeń, jak: równoległe przesunięcie wirnika, przekoszenie, zawieszenie szczotek komutacyjnych. Podjęto prace analityczne, a także częściowo praktyczne nad wykorzystaniem dobiegu przetwornicy do celów diagnostycznych. Wówczas to po zamianie pracy silnikowej silnika elektrycznego prądu stałego w pracę prądnicową zaczęto stosować metodę FDM-A. Umożliwiło to diagnozowanie łożysk przetwornicy. Badania przetwornic elektromaszynowych w stanie ustalonym metodą FAM-C na stałe weszły do programów badań związanych z przedłużeniem resursów międzyremontowych wojskowych statków powietrznych.

Od kilku lat, po katastroficznym urwaniu czopa łożyska środkowego w silniku SO-3 na samolocie TS-11 Iskra, autor prowadzi intensywne prace nad wykorzystaniem metod FAM-C i FDM-A do diagnozowania stanu technicznego głównie podpór łożyskowych tego jednowałowego silnika [113, 121, 129]. Jednocześnie, niejako przy okazji, autor musiał wgłębić się teoretycznie i praktycznie w liczne problemy zużycia łożysk tocznych. Poczynione obserwacje dotyczące tych procesów w silnikach diagnozowanych metodami FAM-C i FDM-A są także zawarte w niniejszym rozdziale. Autor na zasadzie prób i błędów dobrał liczne parametry pobrane z napięć wyjściowych prądnic pokładowych i stabelaryzował je. Zostało utworzonych pięć klas (poziomów) diagnostycznych: A – stan normalnego zużycia, B – stan zwiększonego zużycia, C – stan średniego zużycia, D – stan znacznego zużycia, E – stan b. dużego zużycia. Po osiągnięciu poziomu E silnik był odsuwany od lotów i zwykle podlegał komisyjnemu demontażowi połączonemu z pomiarami mechanicznymi.

Autor utworzył, na podstawie wspomnianych obserwacji, modele zużycia tribologicznego (4 podstawowe typy). W każdym modelu wiodące są inne parametry i inne relacje pomiędzy nimi. Ponadto po długotrwałych obserwacjach wykonanych metodami FAM-C i FDM-A okazało się, że w czasie eksploatacji silnika model zużycia tribologicznego może się zmieniać na skutek procesów zużyciowych.

W 2007 roku autor zlokalizował pierwsze uszkodzone łożysko główne wirnika nośnego w reduktorze WR-24 śmigłowca Mi-24 [7, 95, 98]. Był to pierwszy

zastosowany przez autora przypadek diagnozowania ogniwa kinematycznego poza bezpośrednim strumieniem przepływu mocy. Dotychczas bowiem diagnozowano ogniwa kinematyczne pomiędzy źródłem energii mechanicznej (zazwyczaj turbiną gazową) a prądnicą-przetwornikiem. Rozpoczęto także prace analityczno-badawcze nad możliwością diagnozowania całego systemu transmisji śmigłowców konstrukcji biura Mila, eksploatowanych w Siłach Zbrojnych RP, w szczególności Mi-24. Słuszność tych zainteresowań udowodnił przypadek ciężkiego[2] uszkodzenia śmigłowca (styczeń 2011 r.) [95]. Komisja Badania Wypadków Lotniczych MON (z udziałem m.in. autora) stwierdziła uszkodzenie skrzynki napędów agregatów w systemie transmisji. W czasie innych badań pomiarowo-diagnostycznych w Afganistanie zlokalizowano na śmigłowcu Mi-17 uszkodzone łożysko tarczy sterującej [98], zaś na innym zwiększone luzy obwodowe synchronizatora-zabieraka.

Liczne wdrożenia metod FAM-C oraz FDM-A w zakresie pomiarów diagnostycznych wykonywanych za pomocą układów opartych na technice pomiarowej umożliwiły przedstawienie dla konkretnych zespołów napędowych prognoz długo- i krótkookresowych. Stwierdzono, że sposoby zobrazowań parametrycznych FAM-C oraz FDM-A (podobnie jak innych metod TTM) mogą być stosunkowo łatwo automatyzowane. Dlatego też dla niektórych zespołów napędowych opracowano pod kierownictwem autora testery diagnostyczne.

5.2. Systemy diagnostyczne i półautomatyczne testery diagnostyczne do oceny stanu technicznego lotniczych zespołów napędowych

Jak wspomniano we wprowadzeniu, metody FAM-C i FDM-A synchronicznie przetwarzają sygnał diagnostyczny (wahania prędkości kątowej poszczególnych par kinematycznych badanego zespołu napędowego) w dyskretno-częstotliwościowy system zbiorów charakterystycznych. Tego rodzaju zbiory charakterystyczne można łatwo wprzęgnąć w elektroniczny system sygnalizacji. Każdy ze zborów charakterystycznych odzwierciedla dynamikę innej pary kinematycznej. Położenie na osi odciętych informuje o prędkości znamionowej danej pary kinematycznej, co znakomicie upraszcza sprawy jej identyfikacji. Zazwyczaj można obserwować co najmniej kilka takich zbiorów jednocześnie.

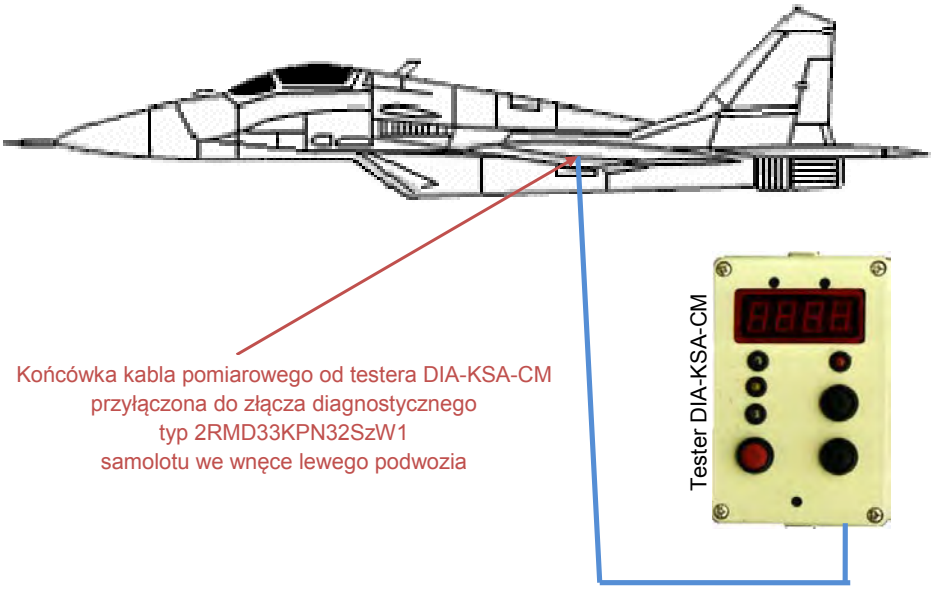
[2] Ciężkie uszkodzenie statku powietrznego – uszkodzenie skutkujące kasacją całej konstrukcji statku powietrznego, spowodowane rozległością uszkodzeń płatowca.

5.2.1. System diagnostyczny SD-KSA i tester diagnostyczny DIA-KSA-CM dla zespołu napędowego samolotu MiG-29

5.2.1.1. Opis techniczny i eksploatacja testera diagnostycznego DIA-KSA-CM

Przeznaczenie testera

Tester Diagnostyczny DIA-KSA-CM (podobnie jak prototyp DIA-KSA-C) służył do określenia stopnia zużycia sprzęgieł jednokierunkowych skrzyni napędów KSA-2 oraz bloku hydraulicznego agregatu GP-21-3PS samolotu MiG-29. Realizuje on pomiar jednofazowy modulacji częstotliwości napięcia wyjściowego elektroenergetycznej prądnicy pokładowej GŻ-30 [80, 81, 83, 84, 87, 129]. Tester charakteryzuje się znaczną ergonomią, jest prosty w obsłudze – nawet w rękawicach zimowych (rys. 5.2). Wstępny wynik testu, w postaci pomiarów wysokości poszczególnych zbiorów charakterystycznych, jest wyświetlany po jednominutowym teście. Na tym etapie tester ten pełni funkcję cyfrowego przyrządu pomiarowego.



Rys. 5.1. Sposób podłączenia testera diagnostycznego DIA-KSA-CM do samolotu MiG-29

Rys. 5.2. Obsługa testera diagnostycznego DIA-KSA-CM w czasie testu na lotnisku

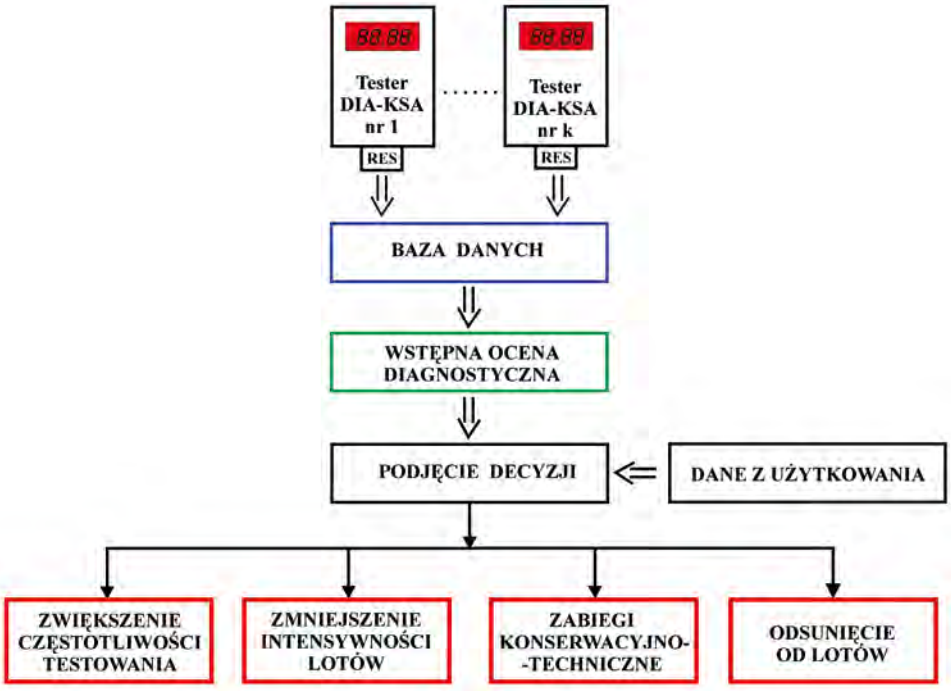
Wykorzystanie wyników testu

Po każdych 50÷100 pomiarach tester należy podłączyć do eskadrowej bazy danych (zgodnie z opracowaniem „Opis techniczny, instrukcja obsługi i eksploatacji systemu SD-KSA diagnozowania sprzęgieł jednokierunkowych i bloków regulatora hydraulicznego samolotu MiG-29", Warszawa 2000), celem przepisania informacji zawartej w pamięci wewnętrznej do eskadrowej bazy danych EbD-KSA. Pojemność pamięci wewnętrznej testera diagnostycznego wynosi 100 zapisów. Dla ułatwienia kontroli zapełniania pamięci wewnętrznej, po osiągnięciu liczby 50 testów, po włączeniu zasilania (przed kolejnym testem), na wyświetlaczu pojawiają się podwójne kreski (= = = =**),** po osiągnięciu 75 testów – potrójne **(**≡≡≡≡), zaś po 100 testach napis „FULL". Znaczniki te znikają po przeniesieniu informacji zawartej w pamięci wewnętrznej testera do eskadrowej bazy danych.

5.2.1.2. Opis systemu diagnostycznego SD-KSA

Przeznaczenie systemu SD-KSA

System diagnostyczny SD-KSA przeznaczony jest do diagnozowania sprzęgieł jednokierunkowych i bloków regulatora hydraulicznego samolotów MiG-29 w oparciu o dane z testerów diagnostycznych DIA-KSA-CM (stanowiących integralną część systemu). System ma za zadanie dostarczać dane personelowi technicznemu jednostki lotniczej, umożliwiające prognozowanie wystąpienia stanów awaryjnych ww. podzespołów samolotu (rys. 5.3). System SD-KSA umożliwia gromadzenie danych dla komputerowego systemu analizy niezawodności statków powietrznych „SAN".



Rys. 5.3. System diagnostyczny SD-KSA

Konstrukcja i działanie systemu SD-KSA

System diagnostyczny SD-KSA [80, 81, 83, 84, 125, 168] składa się z czterech poziomów pozyskiwania i obróbki danych:

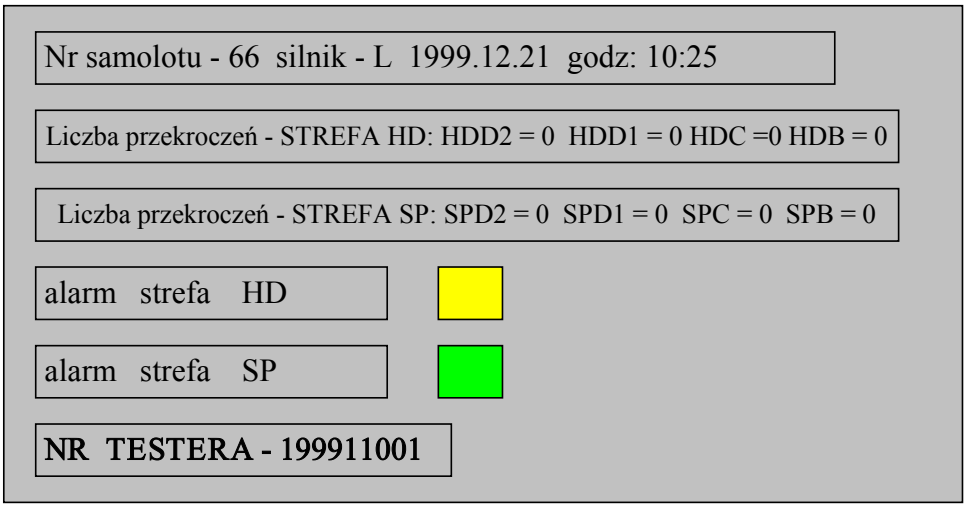
1) poziom bezpośredniego pozyskiwania danych o zużyciu sprzęgieł jednokierunkowych skrzyni napędów KSA-2 oraz bloku hydraulicznego agregatu GP-21-3PS z samolotu MiG-29;

2) poziom wstępnej obróbki danych w eskadrze lotniczej;
3) poziom zbiorczej ewidencji zużycia ww. elementów samolotów MiG-29 w sekcji inżynieryjno-lotniczej pułku lotniczego;
4) poziom wypracowania decyzji logistyczno-diagnostycznej:
   - zwiększenia częstotliwości testowania,
   - zmniejszenia intensywności lotów,
   - zabiegi konserwacyjno-techniczne, jak odpowietrzenie bloku GP-21-3PS albo nakaz rozpoczynania rozruchów w trybie ręcznym od lewego silnika – standardowo rozruchy są przeprowadzane w trybie automatycznym od prawego silnika; po rozruchu prawego silnika napęd lewego silnika jest realizowany gazodynamicznie bez obciążania sprzęgła jednokierunkowego – w ten sposób chronione jest prawe sprzęgło jednokierunkowe, gdyż uruchomiony silnik przekazuje moment rozruchowy na drugi silnik gazodynamicznie, czyli z pominięciem sprzęgła jednokierunkowego,
   - odsunięcie od lotów w celu przekazania uszkodzonych podzespołów do remontu.

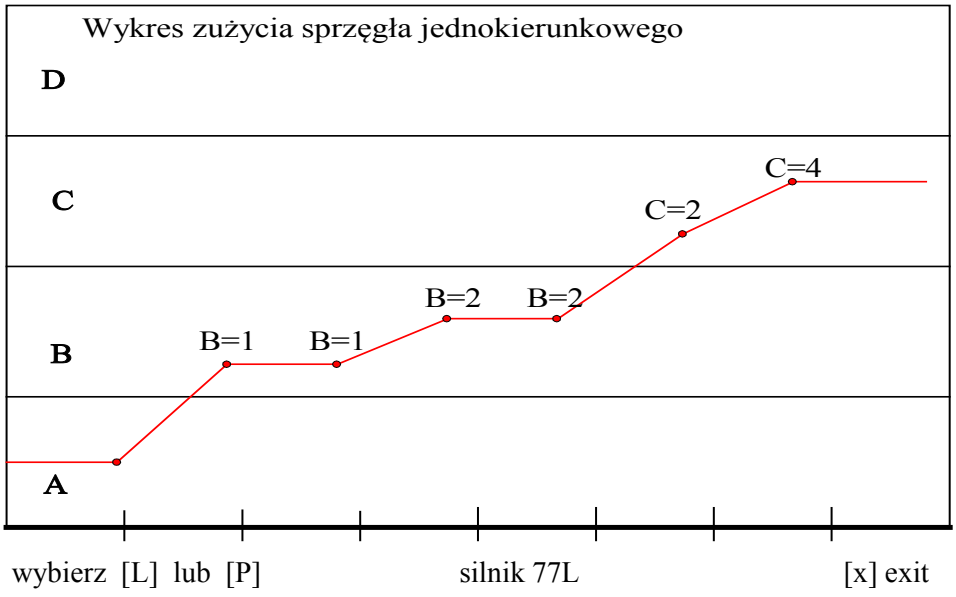
System SD-KSA ma dwie bazy danych:
- baza danych EbD-KSA na szczeblu eskadry lotniczej,
- baza danych BD-KSA na szczeblu inżyniera pułku lotniczego.

Na szczeblu eskadry obserwowane są trendy zużycia poszczególnych elementów zespołu napędowego w funkcji godzin nalotu indywidualnie dla każdego statku powietrznego. Dzięki temu możliwe jest wstępne opracowanie środków konserwacyjno-technicznych. Inżynier eskadry ma możliwość zareagowania w przypadku nietypowego przyśpieszenia zużycia w funkcji godzin nalotu (rys. 5.4 i 5.5). Na szczeblu inżyniera pułku lotniczego w bazie danych preferowane są wykresy słupkowe kompleksowo zestawiające parametry wszystkich statków powietrznych. Dzięki temu możliwe staje się szybkie wstępne wyznaczenie liczby statków powietrznych do planowania lotów. Ponadto z poziomu 3 (sekcja inżynieryjno-lotnicza pułku) informacje o stanie zużycia przekazywane są do systemu analizy niezawodności statków powietrznych SAN, czyli centralnej krajowej bazy danych o uszkodzeniach wojskowych statków powietrznych. Każdy poziom ma przyporządkowane określone urządzenia. Są to odpowiednio dla poszczególnych poziomów pozyskiwania i obróbki danych dla danej JW:

a) od 2 do 4 kompletnych testerów DIA-KSA-CM;
b) od 1 do 3 (w zależności od systemu organizacyjnego jednostki wojskowej) eskadrowych baz danych EbD-KSA, zainstalowanych na komputerach PC;
c) 1 baza danych BD-KSA zainstalowana na komputerze PC.



Rys. 5.4. Przykładowy widok okna edycji wszystkich dotychczas wykonanych pomiarów testerem DIA-KSA-CM na SP z określeniem przekroczeń w poszczególnych strefach



Rys. 5.5. Przykładowy wykres zużycia sprzęgieł jednokierunkowych w eskadrowej bazie danych

5.2.2. Tester diagnostyczny DIA-SO3 dla zespołu napędowego samolotu TS-11 Iskra

5.2.2.1. Algorytm działania testera diagnostycznego DIA-SO3

Tester w swej strukturze ma dwa tory pomiarowe:

- prądu stałego DC wykorzystujący składową pulsacji prądnicy prądu stałego samolotu TS-11 Iskra,
- prądu przemiennego AC wykorzystujący napięcie prądnicy tachometrycznej.

Są to tory pomiarowe analogowe podobnie jak w klasycznych komputerowych układach pomiarowych FDM-A i FAM-C. Tak więc najpierw odbywa się zliczanie impulsów zegara podstawy czasu pomiędzy przejściami przez poziom zero w obu torach pomiarowych oraz automatyczne wyznaczenie zobrazowań $\Delta F = f(f_p)$ oraz $f_i = f(t)$, bez ich zewnętrznej wizualizacji. Następnie na podstawie zawartych w tych zobrazowaniach informacji, wyliczane jest 27 parametrów w trybie półautomatycznym. Tester będzie niebawem realizował także funkcje logiczne, które spełniał dotychczas diagnosta na podstawie swej wiedzy, opartej częściowo na swej intuicji i doświadczeniu [114]. Tester będzie realizował tylko prognozy krótkoterminowe (do 25 h lotu), a także funkcje logiczne:

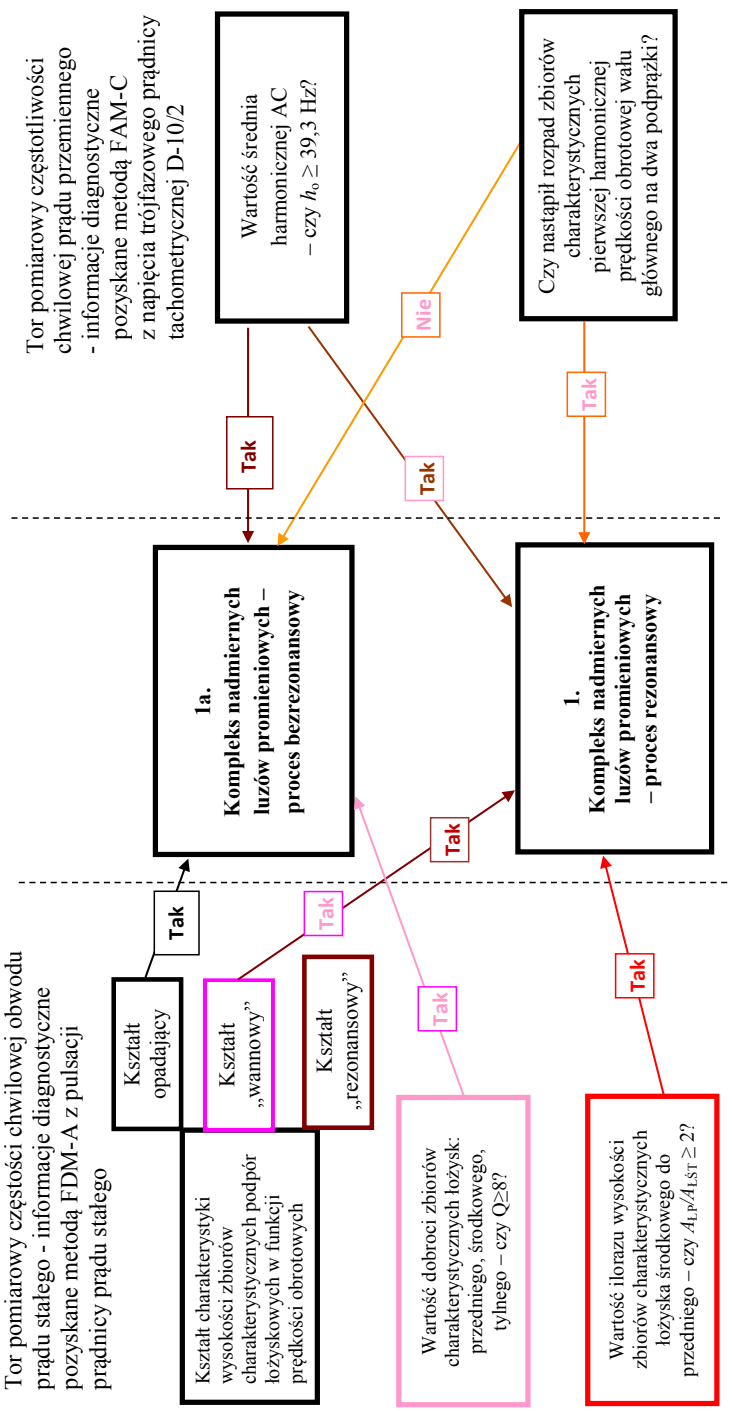
- rozpoznanie typu zużycia podpór łożyskowych badanego silnika,
- klasyfikacja diagnostyczna – propozycja dalszej eksploatacji; w przypadku wskazania przez tester wystąpienia poziomu niedopuszczalnego, niezbędna będzie weryfikacja komputerową aparaturą diagnostyczną FAM-C oraz FDM-A.

Najkorzystniej byłoby, gdyby dla każdego silnika był przydzielony osobny tester i to od chwili pierwszej próby na hamowni, poprzez eksploatację na lotnisku, aż do kolejnego remontu. Taka propozycja wynika z obserwacji długookresowych zmian parametrów w czasie eksploatacji silników. Wiele cennych informacji parametrycznych jest zawartych w parametrach pomiarowych uzyskanych w pierwszych godzinach „życia" silnika. Jeżeli możliwe byłoby monitorowanie parametrów silnika od chwili jego wytworzenia, to zarówno rozpoznanie typu modelu zużyciowego, jak i klasyfikacja diagnostyczna byłyby bardziej niezawodne. Pod kątem procesu diagnostycznego tester powinien realizować następujące etapy:

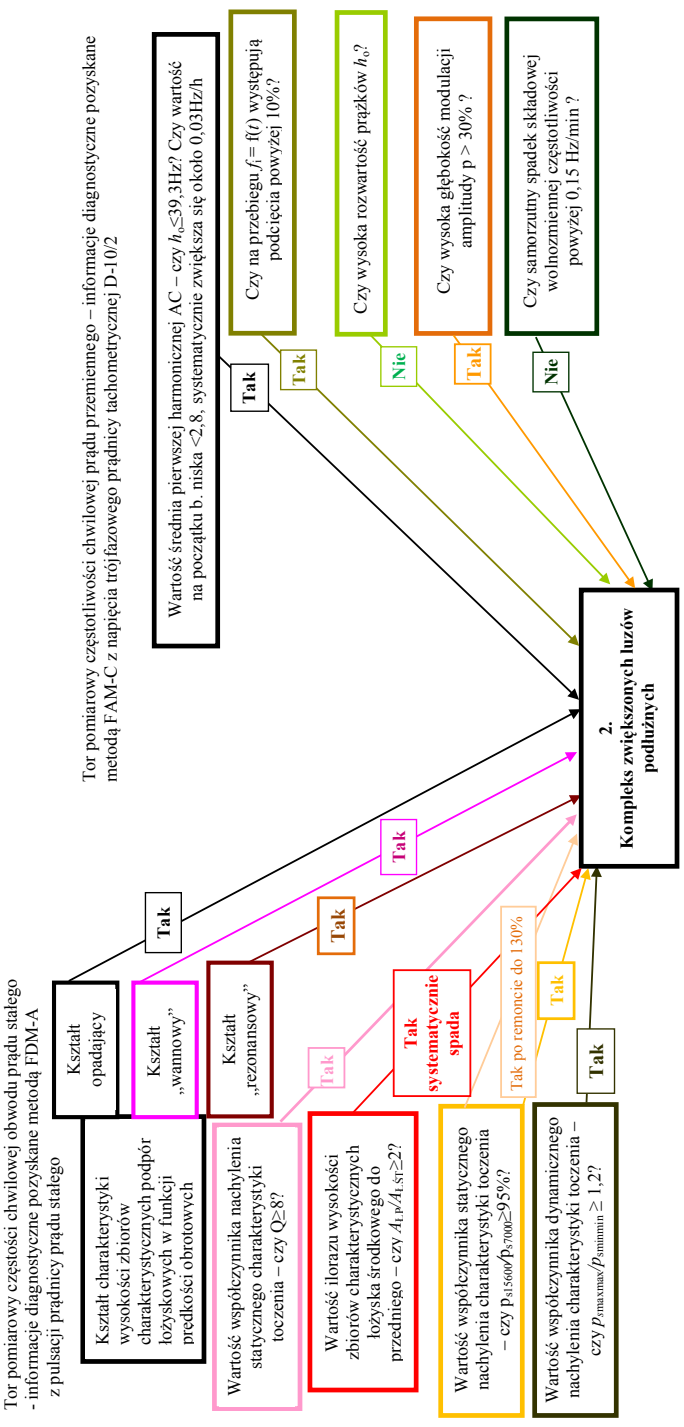
a) pomiar kolejnych wartości przyrostów czasu pomiędzy kolejnymi przejściami przez poziom „zerowy" w kanale pomiarowym AC oraz DC dla siedmiu znamionowych prędkości obrotowych – tworzenie zbiorów paczek impulsów odzwierciedlających kolejne przyrosty czasu; zbiory te są archiwizowane w pamięci wewnętrznej testera;

b) pomiar czasu dobiegu; wartość tego czasu powinna być archiwizowana;
c) rozpoznanie typu modelu zużyciowego rys. 5.6÷5.9 oraz 5.11; typy modelu powinny być wyświetlane na pulpicie testera i archiwizowane w pamięci wewnętrznej testera;
d) opracowanie prognozy krótkoterminowej dla badanego silnika – porównanie parametrów charakterystycznych dla danego poziomu diagnostycznego z poziomami parametrów wzorcowych; poziomy diagnostyczne są sygnalizowane na pulpicie testera przez kolorowe LED-y (diody: zielona świecąca światłem ciągłym, zielona świecąca światłem migającym, żółta świecąca światłem ciągłym, żółta świecąca światłem migającym, czerwona świecąca światłem ciągłym, czerwona świecąca światłem migającym), rys. 5.12.

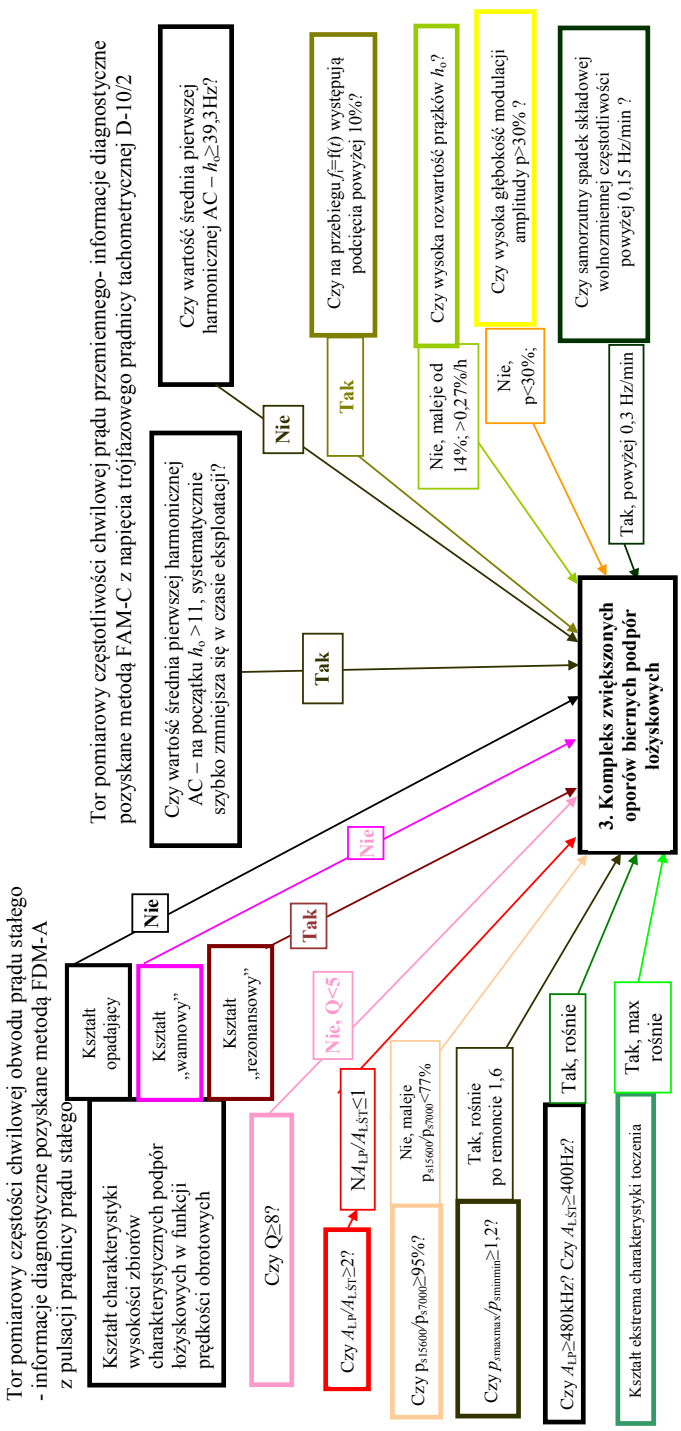
Wskazane jest, aby tester wyświetlał kolejne instrukcje dla technika samolotu ze zwięźle sformułowanymi nazwami kolejnych czynności.



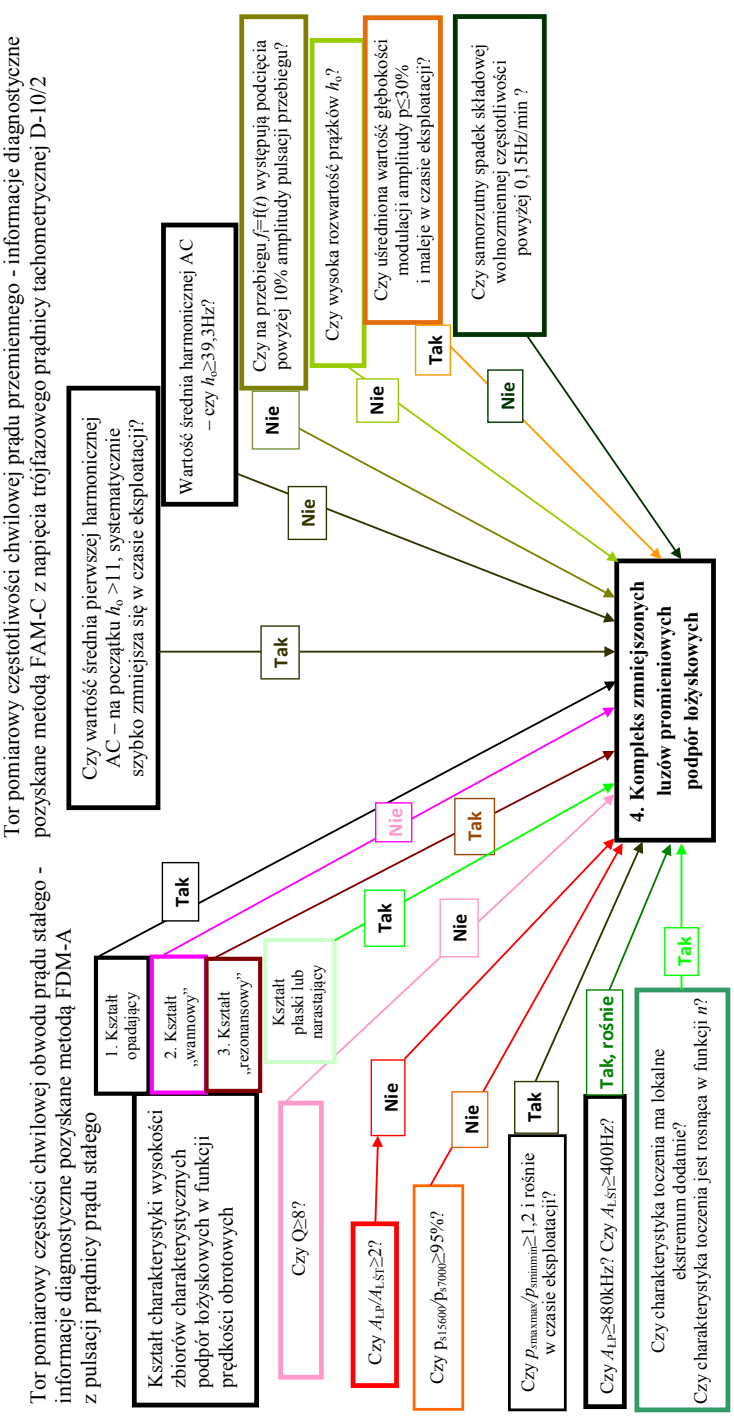
Rys. 5.6. Schemat blokowy polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – funkcja rozpoznawania rodzaju procesu zużywania mechanicznego – cz. 1. Rozpoznawanie modelu nadmiernych luzów promieniowych



Rys. 5.7. Schemat blokowy polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – funkcja rozpoznawania rodzaju procesu zużywania mechanicznego – cz. 2. Rozpoznawanie modelu zwiększonych luzów podłużnych



Rys. 5.8. Schemat blokowy polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – funkcja rozpoznawania rodzaju procesu zużywania mechanicznego – cz. 3. Rozpoznawanie modelu zwiększonych oporów biernych podpór łożyskowych



Rys. 5.9. Schemat blokowy polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – funkcja rozpoznawania rodzaju procesu zużywania mechanicznego – cz. 4. Rozpoznawanie modelu zmniejszonych luzów promieniowych podpór łożyskowych

5.2.2.2. Algorytm rozpoznawania typu procesu tribologicznego w testerze

Projekt algorytmu umożliwiający rozpoznawanie typu procesu tribologicznego niezbędnego do automatyzacji procesu wypracowania decyzji diagnostycznej testera krótkookresowego przedstawiono na rys. 5.6÷5.9 [114]. W jednym urządzeniu zastosowano dwa równoległe tory pomiarowe: z toru prądnicy prądu stałego GSR-ST-6000WT oraz z toru prądniczki tachometrycznej D-2/10. Realizacja automatycznego przekształcania sygnałów napięcia niewiele różni się od analogicznej czynności bez testera diagnostycznego. Jednak następne bloki funkcjonalne wprowadzają już automatyczne rozpoznanie typu modelu zużyciowego. Dotychczas, przy klasycznej laboratoryjno-komputerowej formie badań, realizował to diagnosta na podstawie swojego doświadczenia eksploatacyjnego. W tej chwili realizuje je tester (rys. 5.11). Aby było to możliwe, kryteria rozpoznania modelu tribologicznego musiały być sprowadzone do prostych i jednoznacznych zależności matematycznych [114]:

1. Model nadmiernych luzów promieniowych z rezonansem łożyska środkowego

Właściwości łożysk tocznych o nadmiernych luzach promieniowych z ich rezonansem mechanicznym omówiono w [15, 18, 73, 160, 176, 197, 244, 245, 216, 303]. Autor wraz z grupą współpracowników przeprowadził własne badania w tej dziedzinie [114, 123, 129, 136]. W oparciu o te doświadczenia możliwe było ujęcie parametryczne cech modelu węzła łożyskowego o nadmiernych luzach promieniowych.

a) Wartość dobroci zbiorów charakterystycznych kanału pomiarowego DC: wartość graniczna $Q \geq 8$ (wartość niedopuszczalna $Q \geq 11{,}00$).
b) W kanale AC przebieg częstotliwości chwilowej w funkcji czasu – liczba pojedynczych impulsów szpilkowych w oknie czasowym $\Delta t = 2$ s o amplitudzie powyżej 200 Hz: wartość graniczna 12 impulsów, wartość niedopuszczalna ≥24 impulsów.
c) W kanale AC przebieg częstotliwości chwilowej w funkcji czasu – liczba impulsów szpilkowych w grupie o okresie powtarzania (grupy) co jeden obrót wału głównego w oknie czasowym $\Delta t = 2$ s o amplitudzie powyżej 200 Hz: wartość graniczna 1, wartość niedopuszczalna ≥2 impulsów.
d) Wartość uśredniona max czasu trwania impulsów zanikowych kanału DC (kątów zerwania) przekracza wartość graniczną $\varphi_{max} \geq 235^{o}$ (wartość niedopuszczalna kąta zerwania $\varphi_{max} \geq 365^{o}$).

e) Wartość uśredniona z ilorazu max czasu trwania impulsów zanikowych kanału DC (kątów zerwania) do liczby obrotów pomiędzy impulsami $^{\Delta\varphi_{max}}/_{\Delta n} \geq 50^{o}$/obr (wartość niedopuszczalna $^{\Delta\varphi_{max}}/_{\Delta n} \geq 60^{o}$/obr).

1a. Model nadmiernych luzów promieniowych bez rezonansu łożyska środkowego

a) Wartość średnia pierwszej harmonicznej toru pomiarowego AC: wartość graniczna $h_o \geq 39{,}3$ Hz (wartość niedopuszczalna $h_o \geq 52{,}4$).
b) Wartość uśredniona max czasu trwania impulsów zanikowych kanału DC (kątów zerwania) przekracza wartość graniczną $\varphi_{max} < 150^{o}$ (wartość niedopuszczalna kąta zerwania $\varphi_{max} \geq 365^{o}$).
c) Wartość uśredniona z ilorazu max czasu trwania impulsów zanikowych kanału DC (kątów zerwania) do liczby obrotów pomiędzy impulsami: wartość graniczna $^{\Delta\varphi_{max}}/_{\Delta n} < 30^{o}$/obr (wartość niedopuszczalna to $^{\Delta\varphi_{max}}/_{\Delta n} \geq 60^{o}$/obr).

2. Model sił dynamicznych powodujących ruchy podłużne zespołu wirnikowego silnika

a) Wartości współczynnika dobroci mechanicznej wszystkich podpór łożyskowych po remoncie osiągają bardzo wysoki poziom $Q \geq 13$, następnie w przeciągu 20 h pracy silnika szybko ulegają zmniejszeniu do poziomu $Q \geq 4$, po czym ulegają systematycznemu zwiększaniu [273, 274]; z chwilą osiągnięcia poziomu $Q \geq 11$ dla wszystkich podpór łożyskowych, albo $Q \geq 13$ dla dowolnej podpory łożyskowej, silnik należy odsunąć od eksploatacji.
b) Wartość współczynnika nachylenia statycznego charakterystyki toczenia praktycznie cały czas utrzymuje się na poziomie $^{p_s 15600}/_{p_s 7000} \geq 95\%$ (wartość niedopuszczalna dla silnika w eksploatacji $^{p_s 15600}/_{p_s 7000} \geq 137\%$).
c) Głębokie podcięcia na zboczach o znacznej głębokości (odchylenie od kształtu sinusoidy od 10% do kilkunastu procent).
d) Wartość amplitudy pierwszej harmonicznej po remoncie systematycznie zwiększa się z niskiego poziomu $h_o \geq 2{,}8$ o około 0,03 Hz/h – z chwilą osiągnięcia $h_o \geq 52, 4$ Hz należy silnik odsunąć od eksploatacji.
e) Wartość uśredniona max czasu trwania impulsów zanikowych kanału DC (kątów zerwania) przekracza $\varphi_{max} \geq 150^{o}$ (wartość niedopuszczalna kąta zerwania $\varphi_{max} \geq 365^{o}$).
f) Wartość uśredniona z ilorazu max czasu trwania impulsów zanikowych kanału DC (kątów zerwania) do liczby obrotów pomiędzy impulsami $^{\Delta\varphi max}/_{\Delta n} \geq 30^{o}$/obr (wartość niedopuszczalna $^{\Delta\varphi max}/_{\Delta n} \geq 60^{o}$/obr).

3. Model zwiększonych oporów biernych podpór łożyskowych

a) Wysokość podzbiorów zbioru charakterystycznego kanału DC łożyska przedniego $\Delta F = f(f_p)$ po uśrednieniu: opory całkowite w łożysku przednim $A_{śrŁP} \geq 480$Hz (wartość niedopuszczalna $A_{śrŁP} \geq 2160$ kHz).
b) Wysokość podzbiorów zbioru charakterystycznego kanału DC łożysk: środkowego oraz tylnego $\Delta F = f(f_p)$ po uśrednieniu: opory całkowite w łożysku przednim $A_{śrŚT} \geq 400$ (wartość niedopuszczalna $A_{śrŚT} \geq 1800$ kHz).
c) Skrócony czas dobiegu poniżej $t_{dob} < 90$ s.
d) Samorzutny spadek prędkości obrotowej – ekstremalna zmiana amplitudy składowej wolnozmiennej do wartości średniej $f_{śr}$ w oknie czasowym realizowanym automatycznie przez metodę FAM-C (2÷4 minut) dla $n = 7000$ obr/min: $\Delta n_{w7000} \geq 1{,}4$ Hz (wartość niedopuszczalna to $\Delta n_{w7000} \geq 3$ Hz).
e) Samorzutny spadek prędkości obrotowej – ekstremalna zmiana amplitudy składowej wolnozmiennej do wartości średniej $f_{śrw}$ w oknie czasowym realizowanym automatycznie przez metodę FAM-C (2÷4 minut) dla $n = 15\,600$ obr/min: $\Delta n_{w15600} \geq 0{,}3$ Hz (wartość niedopuszczalna to $\Delta n_{w15600} \geq 0{,}6$).
f) Wartość uśredniona max czasu trwania impulsów zanikowych kanału DC (kątów zerwania) przekracza $\varphi_{max} < 150^o$ (wartość niedopuszczalna kąta zerwania $\varphi_{max} \geq 365^o$);
g) Wartość uśredniona z ilorazu max czasu trwania impulsów zanikowych kanału DC (kątów zerwania) do liczby obrotów pomiędzy impulsami $^{\Delta\varphi max}/_{\Delta n} < 30^o$/obr (wartość niedopuszczalna $^{\Delta\varphi max}/_{\Delta n} \geq 60^o$/obr).

4. Model zaciśniętych elementów tocznych pomiędzy bieżniami

a) Zmiany wartości średniej $p_{sśr}$ współczynnika toczenia dla prędkości maksymalnej na godzinę lotu $\delta_{ps15600} \leq -15\%$/h (wartość niedopuszczalna $\delta_{ps15600} \leq -18\%$/h).
b) Wartość współczynnika nachylenia statycznego charakterystyki toczenia $^{ps15600}/_{ps7000} \geq 85\%$ (wartość niedopuszczalna dla silnika w eksploatacji $^{ps15600}/_{ps7000} \geq 107\%$; wartość ta jest dopuszczalna tylko w okresie kontrolowanego docierania).
c) Wartość współczynnika nachylenia dynamicznego charakterystyki toczenia $^{psmaxmax}/_{psminmin} \geq 2$ (wartość niedopuszczalna $^{psmaxmax}/_{psminmin} \geq 3{,}0$).
d) Narastająca „końcówka” charakterystyki toczenia $p_s = f(n)$, czyli $p_{s15600}/p_{s15100} > 100\%$ (zazwyczaj obserwuje się to po pierwszym okresie docierania).

e) Wartość uśredniona max czasu trwania impulsów zanikowych kanału DC (kątów zerwania) przekracza φmax < 150° (wartość niedopuszczalna kąta zerwania φmax ≥ 365°).
f) Wartość uśredniona z ilorazu max czasu trwania impulsów zanikowych kanału DC (kątów zerwania) do liczby obrotów pomiędzy impulsami $^{\Delta\varphi max}/_{\Delta n} < 30^{o}$/obr (wartość niedopuszczalna $^{\Delta\varphi max}/_{\Delta n} \geq 60^{o}$/obr).

Dopiero po jednoznacznym rozpoznaniu typu modelu tribologicznego możliwa jest ocena diagnostyczna stanu technicznego silnika SO-3/3W w zakresie zdatności podpór łożyskowych. Wzrost danego parametru (a raczej grupy parametrów) ma zupełnie inne znaczenie w każdym z rodzajów modeli zużyciowych. Dlatego dopiero po ustaleniu rodzaju procesu tribologicznego możliwe jest wyświetlenie (w postaci zaświecenia jednego z kolorowych LED-ów) informacji o przyporządkowaniu stanu technicznego podpór łożyskowych do jednej z czterech klas diagnostycznych (A÷D). Z klasą diagnostyczną wiąże się także krótkoterminowa prognoza bezpiecznej eksploatacji i propozycje środków profilaktycznych.

5.2.2.3. Opis struktury testera diagnostycznego DIA-SO3

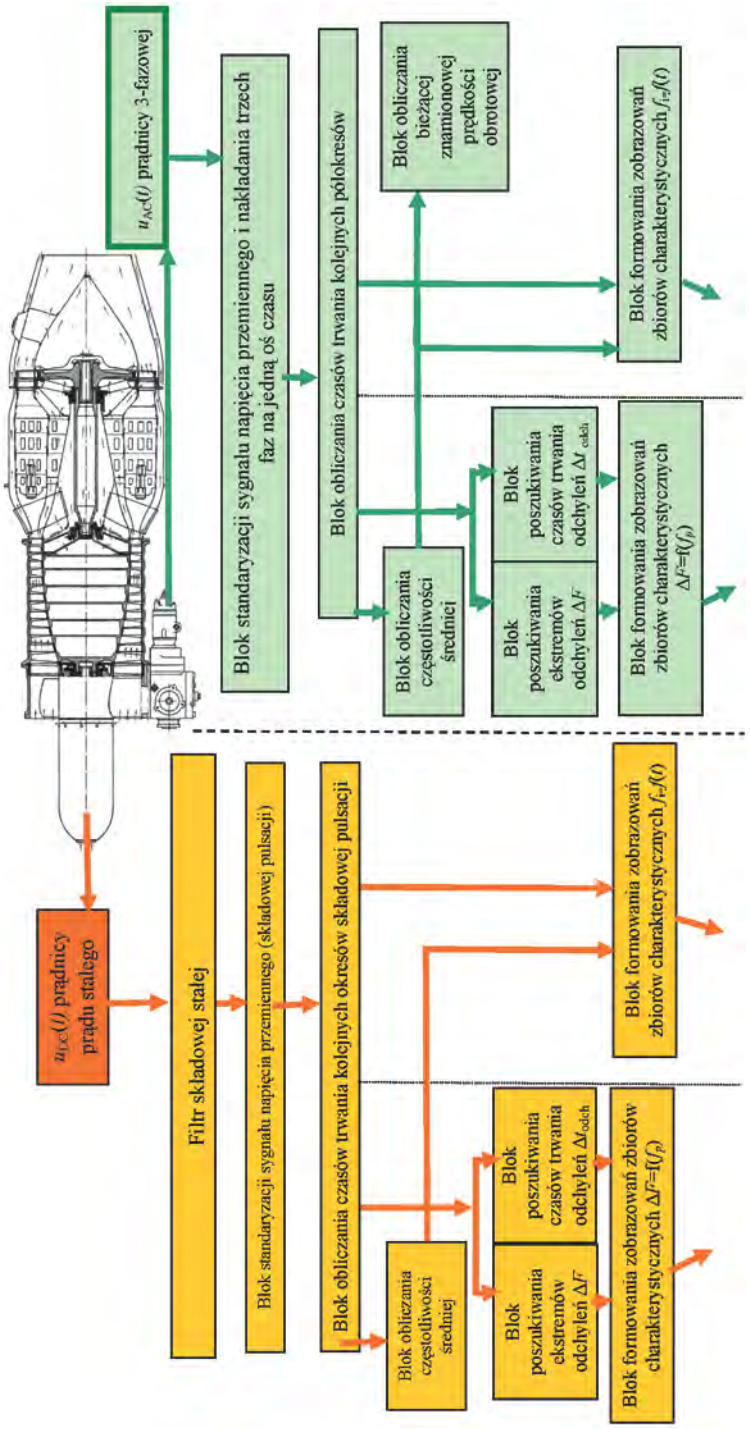
Ogólnie biorąc, tester jest zwartą i zminiaturyzowaną wersją dotychczas stosowanego zestawu komputerowego do pomiarów metodami FAM-C i FDM-A. Służy do określania bieżącego stanu zużycia podpór łożyskowych silników SO-3/3W. Można w nim wyróżnić dwa kanały pomiarowe (rys. 6.81) [114]:

a) pomiary w kanale prądu stałego – parametrów modulacji FM składowej pulsacji napięcia wyjściowego prądnicy prądu stałego GSR-ST-6000WT,
b) pomiary w kanale prądu przemiennego – pomiar parametrów modulacji FM napięcia wyjściowego prądnicy tachometrycznej D-10/2.

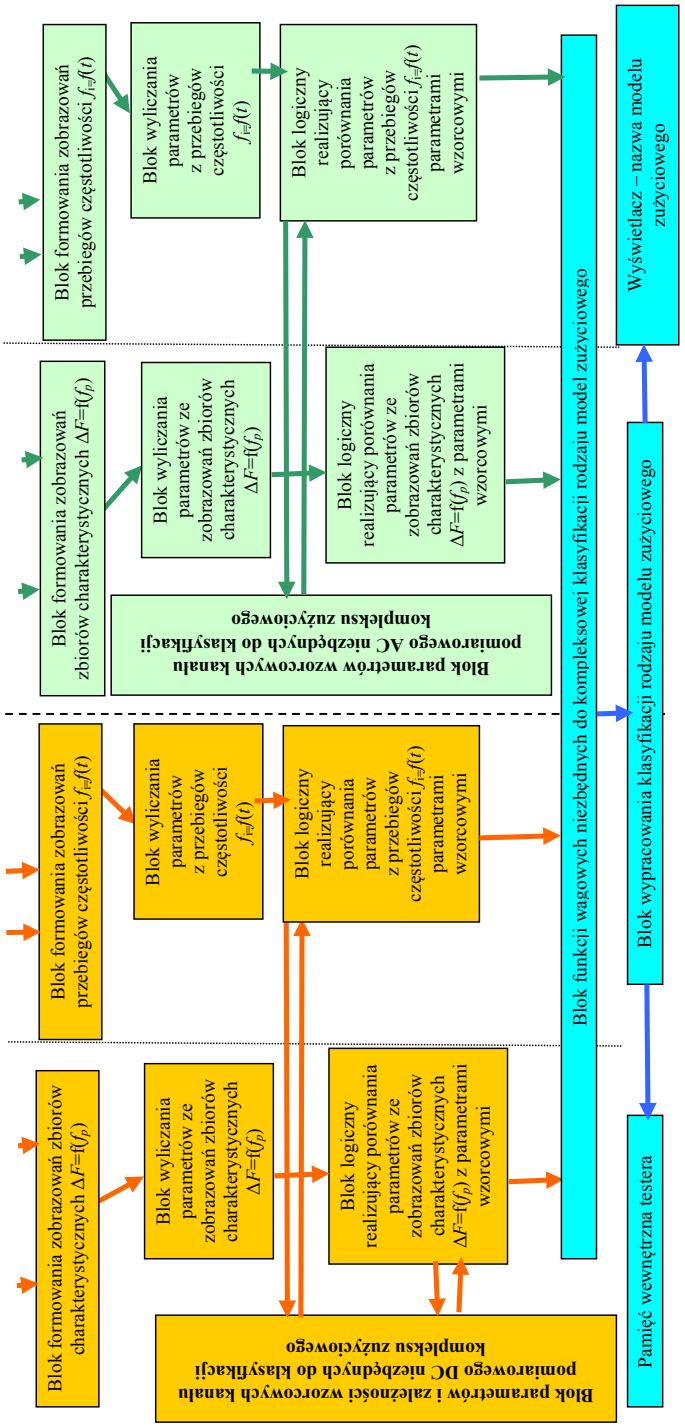
Miejsca podłączania układu pomiarowego testera do instalacji elektrycznej samolotu TS-11 Iskra przedstawiono na rys. 5.10 i 5.13. Każdy z kanałów pomiarowych będzie się składał z wypróbowanych, w dotychczasowym (laboratoryjno-komputerowym) zestawie pomiarowym, bloków:

a) bloku standaryzacji sygnału napięcia wejściowego;
b) bloku pomiaru przyrostów czasu pomiędzy kolejnymi przejściami przebiegu napięcia wejściowego $u = f(t)$ przez poziom odniesienia (blok obliczania czasów trwania kolejnych okresów lub półokresów, rys. 5.10);
c) bloków formowania zobrazowań:
   – przebiegu częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$,
   – zbiorów charakterystycznych na płaszczyźnie $\Delta F = f(f_p)$;

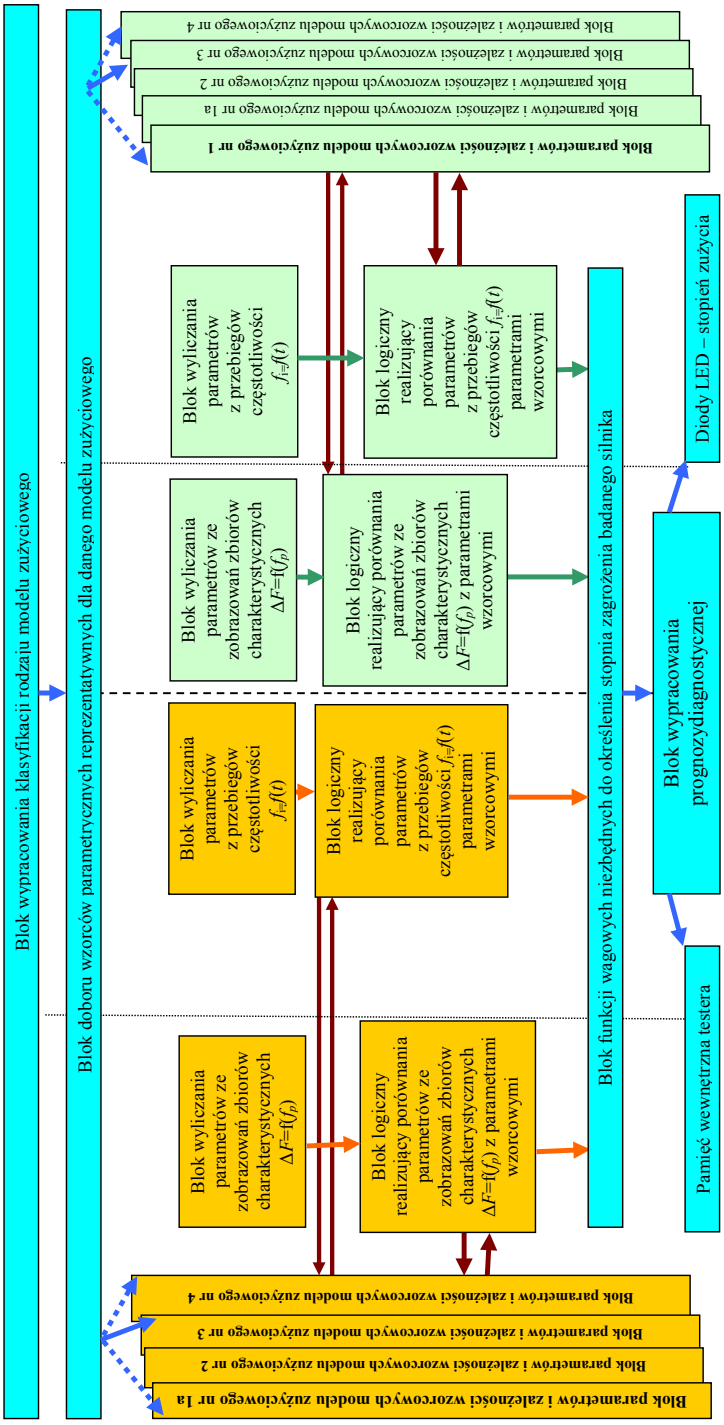
d) bloków wyliczania 27 wymiernych parametrów ze zobrazowań: $f_i = f(t)$, $\Delta F = f(f_p)$, rys. 5.11;
e) bloków komparacji zmierzonych wartości (27 wymiernych parametrów) z poziomami granicznymi – określenie klasy zużycia dla każdego parametru, rys. 5.11,
f) bloków wypracowania decyzji diagnostycznej, rys. 5.11:
   – bloku funkcji wagowych,
   – bloku wypracowania klasyfikacji rodzaju modelu zużyciowego;
g) bloku pamięci wewnętrznej – do przechowywania:
   – danych pomiarowych (rozszerzeń „.pom.”),
   – wyników procesu diagnostycznego;
h) elementów świetlnych – indykatorów:
   – wyświetlanie typu modelu zużyciowego poszczególnych podpór łożyskowych, rys. 5.12,
   – sygnalizacja poziomu zużycia podpór łożyskowych, rys. 5.12;
i) bloków wypracowania prognozy diagnostycznej dla danego modelu zużyciowego – bloki komparacji (porównania) wytypowanych dla danego modelu zużyciowego parametrów i zależności uzyskanych na podstawie pomiarów z poziomami i zależnościami wzorcowymi, rys. 5.11.



Rys. 5.10. Schemat blokowy struktury logicznej polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – cz. 1. Formowanie zbiorów charakterystycznych i przebiegów czasowych



Rys. 5.11. Schemat blokowy struktury logicznej polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – cz. 2. Rozpoznawanie rodzaju modelu zużyciowego



Rys. 5.12. Schemat blokowy struktury logicznej polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – cz. 3. Wypracowanie prognozy diagnostycznej

Rys. 5.13. Samolot TS-11 Iskra z przyłączonym testerem diagnostycznym DIA-SO3: 1 – tester diagnostyczny DIA-SO3, 2 – gniazdo prądu stałego 28V (w części nosowej kadłuba) – miejsce podłączenia kanału pomiarowego prądu stałego (DC) obwodu testera DIA-SO3, 2a – kabel elektryczny łączący gniazdo 28V z testerem, 3 – złącze obrotomierza (tablica przyrządów w drugiej kabinie) – miejsce podłączenia kanału pomiarowego AC (trójfazowego) do testera DIA-SO3, 3a – kabel elektryczny łączący złącze obrotomierza z testerem

5.3. Dozorowanie zespołów napędowych wojskowych statków powietrznych na lotniskach

5.3.1. Wykrycie uszkodzonego łożyska wału śmigła nośnego śmigłowca Mi-24 metodą FAM-C

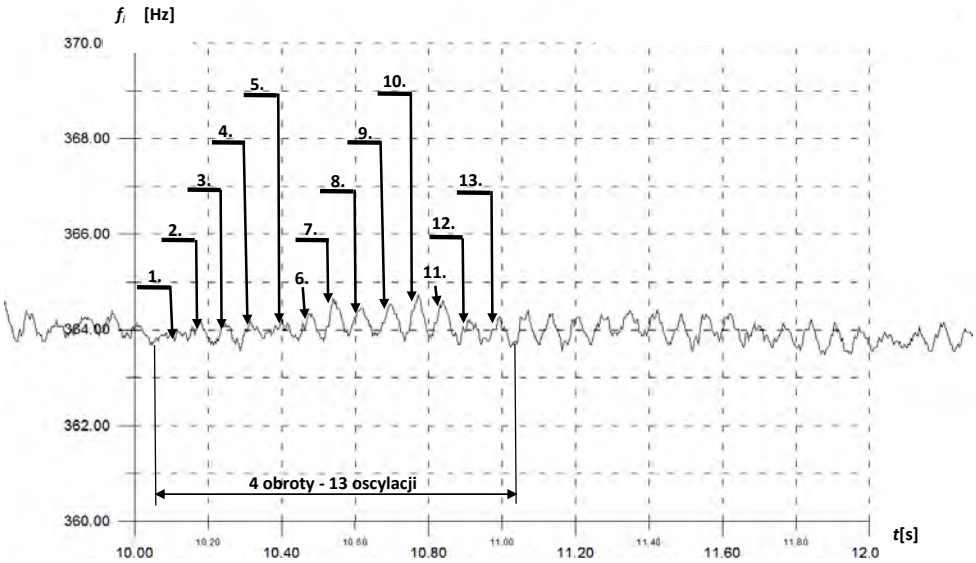
Na rys. 5.14 przedstawiono przebieg częstotliwości chwilowej dla poprawnie działającego łożyska tocznego, zaś na rys. 5.15 uszkodzonego. Przedstawiony na rys. 5.15 przebieg można nazwać przebiegiem wzorca negatywnego łożyska górnego przekładni głównej WR-24. Przebiegi zostały pozyskane z pomiarów na dwóch śmigłowcach Mi-24 [7, 95, 99]. Dla wzorca pozytywnego na cztery obroty wirnika głównego widoczne jest 13 wyraźnych wahań. Można więc w ślad za [95] wyliczyć wartość bieżącą współczynnika toczenia $p_s = 13/(4 \cdot 16) = 0{,}203$ (gdzie liczba elementów tocznych górnego łożyska przekładni głównej $N = 16$). Z danych konstrukcyjnych [7, 95, 98, 99] można obliczyć wartość znamionową współczynnika toczenia (dla „idealnego" łożyska) $p_{sN} = 0{,}355$. Tak więc łożysko górne wału głównego WR-24 obraca się lżej niż łożysko „idealne". Prawdopodobnie wynika to z (pozytywnego) oddziaływania wibracji oraz sił hydromecha-

nicznych wytwarzanych przez warstwę oleju smarnego oraz z optymalnego poziomu luzów. Tego typu relacje spotykano dla niektórych łożysk w podporach silników w samolotach TS-11 Iskra [114, 136].

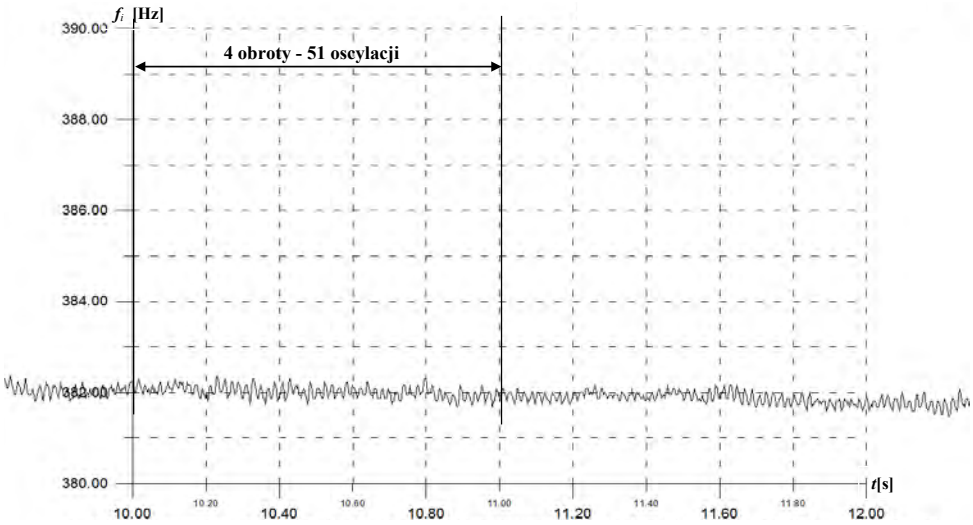
Dla wzorca negatywnego obserwuje się na cztery obroty wału głównego (ok. 1 s) 51 oscylacji. Można więc obliczyć wartość bieżącego współczynnika toczenia $p_s = 51/(4 \cdot 16) = 0{,}799$. Jest to dwukrotna wartość współczynnika w stosunku do wartości znamionowej. Prace takiego łożyska należy ocenić jako bardzo ciężką.

Dodatkowych informacji o stanie obciążenia zużyciowego całego zespołu transmisji mocy mechanicznej dostarczył przebieg częstotliwości chwilowej w wydłużonym do 140 s czasie obserwacji. Dla wzorca pozytywnego przebieg jest stabilny (rys. 5.16). Dla wzorca negatywnego widoczne są okresy monotonicznego zmniejszania się częstotliwości chwilowej (czytaj prędkości obrotowej) o 1,4% (rys. 5.17). Z doświadczeń zdobytych podczas diagnozowania węzłów łożyskowych silników TS-11 Iskra [99, 114, 118, 120, 123, 136, 266] wynika, że świadczy to o kompleksowej degradacji węzłów łożyskowych.

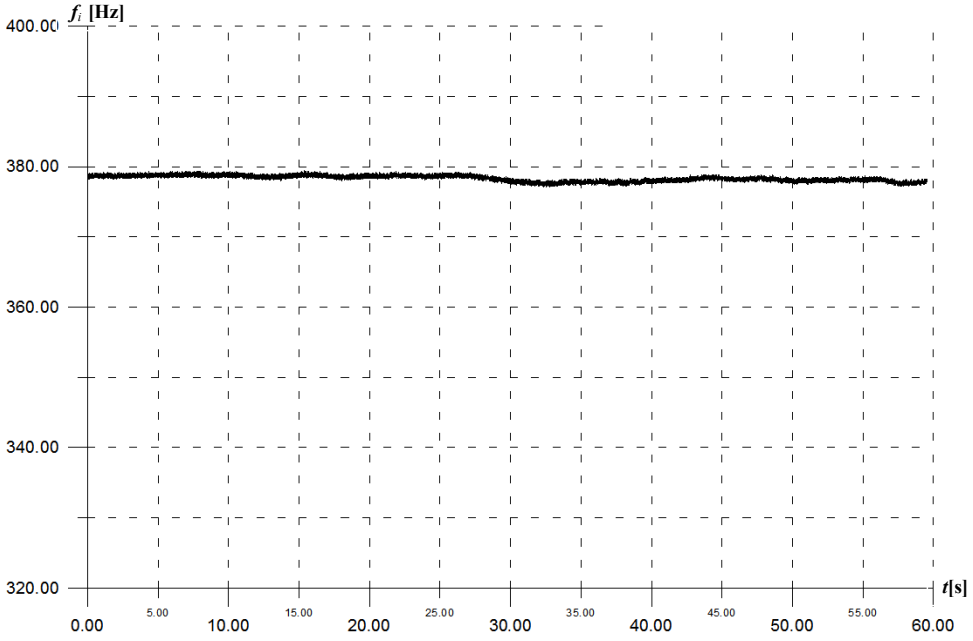
Uszkodzona przekładnia WR-24 wzorca negatywnego została zweryfikowana podczas jej demontażu. Potwierdzono znaczny poziom zużycia górnego łożyska przekładni WR-24 (rys. 5.18 i 5.19) [99].



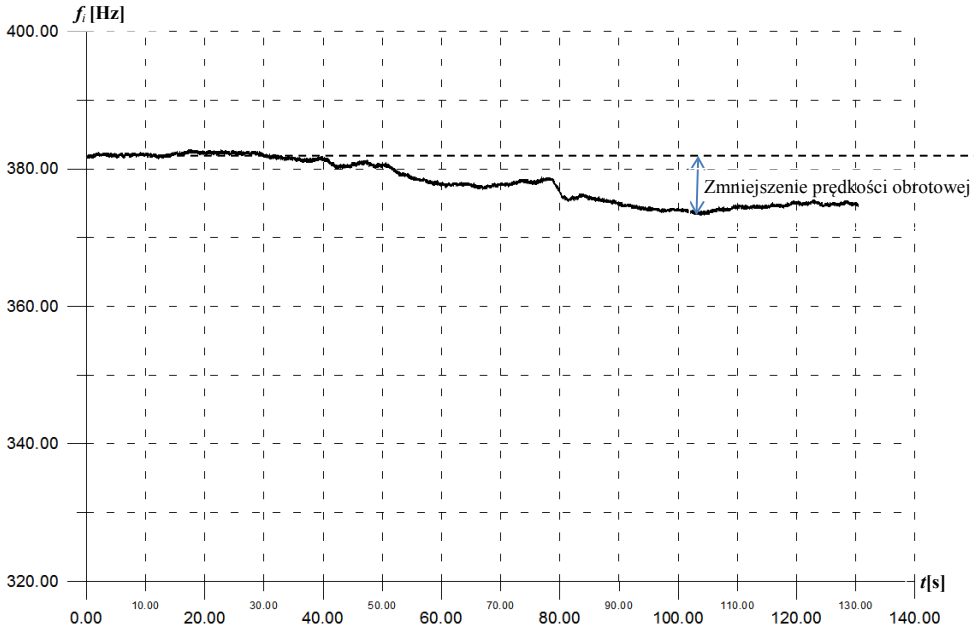
Rys. 5.14. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej lewego silnika z Mi-24 nr 65 – wzorzec pozytywny



Rys. 5.15. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej prawego silnika z Mi-24 nr 84 – pomiar nr 3 – wzorzec negatywny



Rys. 5.16. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej prawego silnika z Mi-24 nr 65 – wzorzec pozytywny



Rys. 5.17. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej prawego silnika z Mi-24 nr 84 – wzorzec negatywny

Rys. 5.18. Pierścień wewnętrzny górnego (głównego) łożyska z przekładni głównej WR-24 wzorca negatywnego: 1 – złuszczenia bieżni wewnętrznej

Rys. 5.19. Gniazdo łożyskowe górnego łożyska z przekładni głównej WR-24 wzorca negatywnego

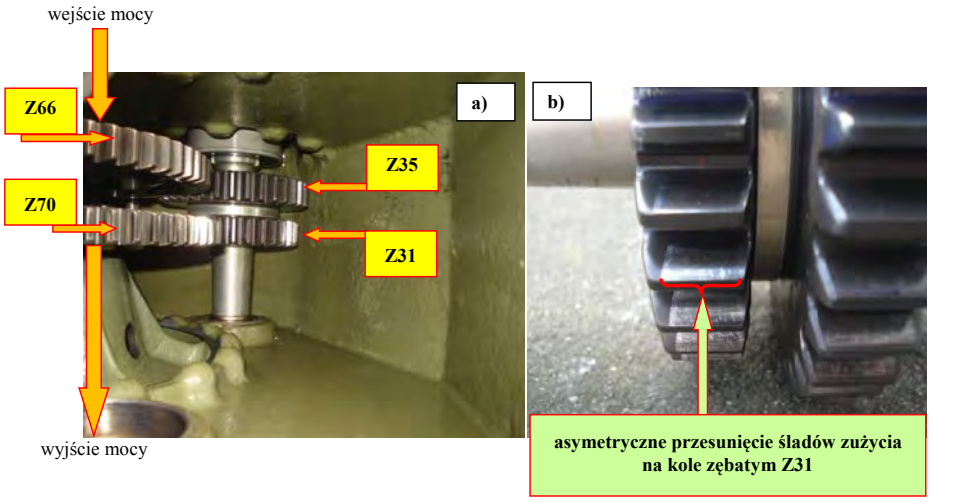
5.3.2. Diagnozowanie skrzynki napędów prądnic Mi-24

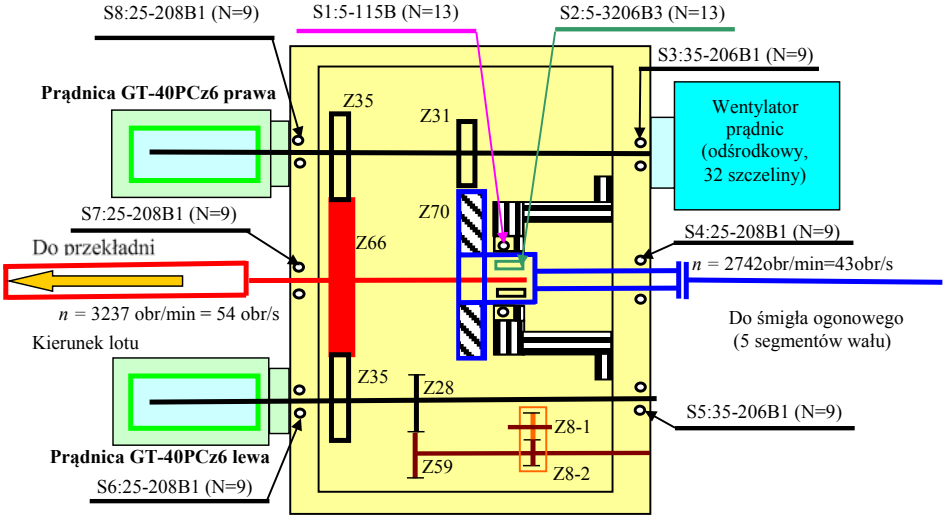
W poprzednim podrozdziale skrzynka napędu prądnic (formalnie zwana skrzynką napędu agregatów) była tylko jednym z wielu elementów przekazujących ruch obrotowy z przekładni głównej WR-24 do prądnicy-przetwornika GT-40PCz6. Zakładano przy tym ciągłość przekazu prędkości kątowej pomiędzy monitorowanym łożyskiem głównym przekładni WR-24 a prądnicą-przetwornikiem. Stosowano tam pomiar jednofazowy napięcia wyjściowego (115 V, 400 Hz) prądnicy GT-40PCz6. Rozdzielczość pomiaru FAM-C (okno obserwowalności) opartego na tej konfiguracji pomiarowej jest ograniczona do dosyć niskich mechanicznych częstotliwości pierwotnych. Jest ona „idealna" do monitorowania wolnobieżnych łożysk (jak łożysko główne śmigłowca Mi-24, gdzie n = 4 obr/min, 15 elementów tocznych), lecz daleko niewystarczająca do oceny wielkości (z założenia niewielkich, bo wynoszących 0,03÷0,05 wartości modułu koła zębatego) luzów międzyzębnych lub obserwacji szybkoobrotowych łożysk tocznych. Już wstępne obliczenia [95, 98] wykazują, że pomiar jednofazowy FAM-C napięcia wyjściowego prądnicy-obserwatora ma zbyt małą rozdzielczość. W niniejszych rozważaniach skrzynka napędu prądnic będzie postrzegana jako model mechaniczny nieciągły. Będą tu obserwowane m.in.

luzy międzyzębne skrzynki napędu agregatów. Aby to było możliwe, autor wykorzystał do pomiaru metodą FAM-C konfigurację pomiarową trójfazową, przy podłączeniu się nie do zacisków wyjściowych prądnicy, lecz do zacisków wewnętrznego wzbudzenia prądnicy GT-40PCz6, czyli do tzw. wzbudnicy (o częstotliwości znamionowej 800 Hz) [95, 98].

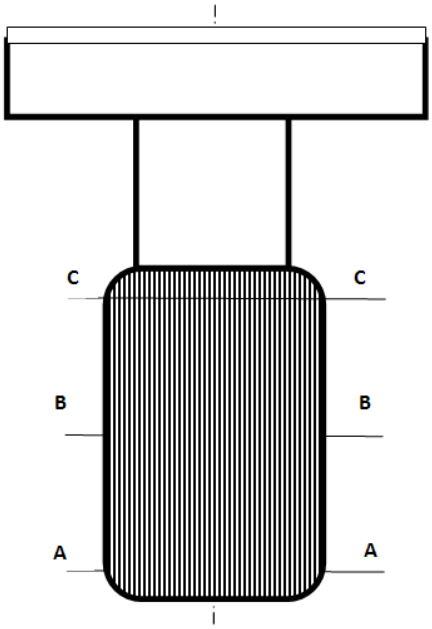
Analizując rys. 5.20, można zauważyć, że wejście mocy mechanicznej do skrzynki napędu prądnic odbywa się z przekładni głównej WR-24 za pośrednictwem wału. Kołem czynnym w skrzynce napędu prądnic jest Z66, które napędza symetrycznie dwa bierne koła Z35 i jest jednocześnie przez nie podpierane. Natomiast na wyjściu mocy nie ma takiego symetrycznego podparcia – koło zębate Z70 jest podparte jednostronnie przez koło Z31. Jeżeli więc w łożyskowaniu (rys. 5.20, łożysko S2) osi koła zębatego Z70 wystąpią luzy promieniowe, to będą one powodowały nietłumione ruchy promieniowe tej osi. Ruchy promieniowe osi obrotu koła Z31 względem osi obrotu koła Z70 przełożą się na oscylacje prędkości kątowej śmigła ogonowego. Przesyłanie mocy mechanicznej pomiędzy kołami zębatymi Z31 a Z70 odbywa się okresowo z pewnymi nadwyżkami mocy. Może to także skutkować zwiększeniem tempa zużycia tribologicznego pary kół zębatych Z31 z Z70. Zwiększa się także prawdopodobieństwo rozerwania więzi kinematycznej pomiędzy kołami zębatymi Z31 i Z70.

Siły odpychające pomiędzy kołami zębatymi Z31 i Z70 skutkują ruchem kątowym podłużnej osi symetrii drążonego wału stanowiącego oś obrotu koła Z31. Wał ten jest wewnętrznie drążony i ma wewnętrzne uzębienie, które stanowi tuleję napędową dla wałka prawej prądnicy GT-40PCz6. Przekoszenie wału (tulei napędowej) prądnicy GT-40PCz6 powoduje wytworzenie szczególnego układu sił na wałku napędowym tej prądnicy. Takie oddziaływanie opisano w podrozdziale 3.1.6 i przedstawiono na rys. 3.15. Powoduje ono stożkowe ubytki ścierne na płaszczyźnie przyporu wałka napędowego prawej prądnicy GT-40PCz6, przedstawione na rys. 3.16. Dlatego też podczas badania ciężkiego uszkodzenia śmigłowca Mi-24 [95], polegającego na przerwaniu napędu śmigła ogonowego, autor dokonał pomiaru wartości podziałki modułowej tego wałka napędowego w trzech płaszczyznach (rys. 5.21): A, B, C w celu oceny zużycia ściernego na płaszczyźnie przyporu.





Rys. 5.20. Schemat poglądowy skrzynki napędu prądnic: Z66 – koło zębate napędzające skrzynkę, Z35 – koło zębate napędu prądnicy, Z31 – koło napędzające zespół transmisji mocy mechanicznej śmigła ogonowego, Z70 – koło zębate napędzane związane z układem transmisji mocy mechanicznej śmigła ogonowego, a) widok wnętrza skrzynki napędów – widoczne koła zębate, b) powiększenie koła zębatego z31, S1÷S8 – łożyska toczne, N – liczba elementów tocznych w łożysku



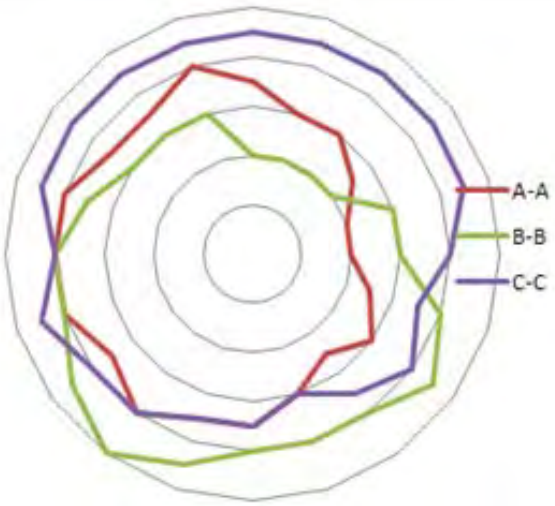
Rys. 5.21. Pomiary wielowypustów wałków napędowych prądnicy GT-40PCz6: A-A, B-B, C-C – kolejne płaszczyzny prowadzenia pomiarów wartości podziałki modułowej

Rys. 5.22 przedstawia wykres biegunowy wartości podziałki modułowej zębów wielowypustów wałka prądnicy GT-40PCz6 prawej (rys. 5.20 i 5.23.) ze śmigłowca Mi-24. Na tym wykresie można zauważyć zużycie materiałowe płaszczyzny przyporu zębów wielowypustu. Wykres obrazuje stożkowy kształt ubytków materiałowych wielowypustów – na rys. 5.22 wartość podziałki modułowej zębów na płaszczyźnie A-A jest wyraźnie mniejsza niż pozostałych. Wartości podziałki na płaszczyźnie B-B są już wyraźnie większe, zaś C-C największe. Taki sposób zużywania się płaszczyzn przyporu świadczy o znacznym przekoszeniu tulei napędowej prądnicy względem osi symetrii wałka prądnicy. Taki typ zużycia omawiano w niniejszej monografii w podrozdziałach 3.1.5 i 3.1.6. Przedstawione w niniejszym rozdziale efekty zużycia wałka napędowego prawej prądnicy GT-40PCz6 (rys. 5.2) idealnie pasują do przypadków tam opisanych (rys. 3.15 i 3.16). Przekoszenia połączenia wielowypustowego powodowane są najczęściej przez intensywne zużycie wielowypustów [35, 41÷43, 154, 170, 247, 276]. Zużycie to jest przyczyną zmodulowania prędkości obrotowej i wywołuje systematyczne pulsacyjne nadwyżki dynamiczne. Mogą one powodować sektorowe zużywanie się systemu transmisji w określonych położeniach kątowych.

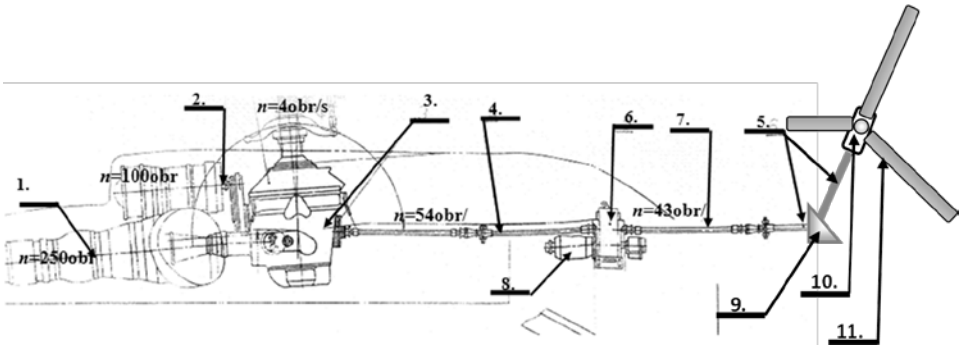
W przypadku dozorowania skrzyni napędów prądnic śmigłowca Mi-24 istotne jest, aby odpowiednio wcześnie sygnalizować zwiększone przekoszenie

wałka napędowego prądnicy względem tulei napędowej. Jeszcze bardziej istotne jest wczesne wykrycie powstawania nadmiernych luzów międzyzębnych pomiędzy kołami zębatymi Z31 i Z70, zwłaszcza występowania systematycznych (sektorowych) nierównomierności tych luzów w określonych położeniach kątowych. To z kolei może spowodować systematyczne nadwyżki mocy dynamicznej, objawiające się udarowym zazębianiem obu kół zębatych (Z31 i Z70). Proces ten może wywoływać przyspieszone zużywanie się zębów Z31 i Z70 w tych położeniach kątowych i może się skończyć ich wyłamaniem. Nawet chwilowa utrata więzi kinematycznej pomiędzy tymi kołami grozi zatrzymaniem pracy śmigła ogonowego [29]. Skutkiem tego jest zwykle obrót całego kadłuba śmigłowca wokół osi pionowej w kierunku przeciwnym do kierunku obrotu śmigła głównego. Jeśli czas zatrzymania śmigła ogonowego jest odpowiednio długi, to zwykle kończy się to rozbiciem śmigłowca (rys. 5.24).

Możliwości śledzenia tego zużycia omówiono w podrozdziale 3.3.4. Rys. 3.52 przedstawia przebieg częstotliwości chwilowej uzyskany z pomiaru, który został wykonany na skrzynce napędu prądnic GT40PCz6 metodą FAM-C. Przebieg świadczy o zużyciu materiałowym kół zębatych w skrzynce napędu prądnic. Występujące okresowo co kilkanaście obrotów koła zębatego Z31 impulsy szpilkowe świadczą, zdaniem autora, o systematycznym krótkim rozłączaniu się więzi kinematycznej koła Z70 z kołem Z31 [95]. Nadmierny luz obwodowy pomiędzy zębami powoduje nadwyżki dynamiczne prowadzące do wyłamania zębów (rys. 3.53).



Rys. 5.22. Wykres biegunowy zużycia wielowypustów prądnicy prawej: A-A, B-B, C-C – kolejne wartości podziałki modułowej (na wykresie odzwierciedlone w postaci promienia wiodącego) dla kolejnych płaszczyzn prowadzenia pomiarów wartości podziałki modułowej



Rys. 5.23. Rozmieszczenie elementów transmisji pomiędzy silnikiem a prądnicą na śmigłowcu Mi-24: 1 – silnik napędowy TW3-117MT, 2 – wentylator mechaniczny, 3 – przekładnia główna WR-24, 4,5,7 – wał transmisji mocy, 6 – skrzynia napędu prądnic, 8 – prądnica GT-40PCz6 lewa (za nią do tej samej skrzynki napędu prądnic przytwierdzona jest prądnica GT-40PCz6 prawa), 9 – przekładnia pośrednicząca, 10 – przekładnia tylna, 11 – śmigło ogonowe

Rys. 5.24. Śmigłowiec Mi-24 z przerwanym systemem transmisji na skutek uszkodzenia wewnętrznego w skrzynce napędu prądnic: 1 – miejsce po wyrwanej skrzyni napędu prądnic, 2 – poszycie nad ocalałym segmentem transmisji, 3 – piasta śmigła nośnego po odłączeniu łopat, 4 – osłona (ruchoma) przekładni głównej WR-24, 5 – wyrwana i pogięta na skutek uderzenia śmigłowca o ziemię, transmisja napędu śmigła ogonowego

5.3.3. Wykrycie uszkodzenia łożyska tarczy sterującej śmigłowca Mi-17

Zgodnie z literaturą [225, 316] rozwój śmigłowców, skonstruowanych po raz pierwszy w tym samym okresie co samolot, napotykał przez całe dziesięciolecia na wiele problemów teoretycznych i praktycznych. Najtrudniejszy wydawał się problem sterowania wiropłatem. Dopiero wprowadzenie tarczy sterującej umożliwiającej sterowanie okresowe [13, 225, 237, 316] wraz z trójprzegubowym zawieszeniem umożliwiło rozwiązanie tego problemu. Pierwsze udane konstrukcje zaczęły się pojawiać po 1918 roku [316]. Tarcza sterująca jest mechanizmem umożliwiającym zmianę ustawienia kąta natarcia łopat wirnika nośnego odpowiednio do żądanego kierunku i wysokości lotu. Wynikiem tego jest zmiana wartości i kierunku wypadkowej siły aerodynamicznej. Tarcza sterująca składa się z dwóch talerzy (zwanych także tarczami):

- dolnego, nieruchomego ze zmiennym kątem przechylenia i pochylenia sterowanego przez pilota,
- górnego, ruchomego – do niego przymocowane są końcówki dźwigni umożliwiających zmianę kąta natarcia poszczególnych łopat wirnika nośnego [48, 225].

Pomiędzy obydwiema tarczami znajduje się łożysko toczne (zazwyczaj kulowe), nazywane też łożyskiem głównym tarczy sterującej. Zapewnia ono odpowiednio niski moment oporowy tarczy ruchomej. Ponadto łożysko to przenosi siły podłużne o zmiennej amplitudzie dochodzącej do 500 kG. Co więcej, sterowanie okresowe wymusza częstotliwość wibracji zbliżoną, a właściwie zsynchronizowaną z częstotliwością własną wirnika nośnego [225]. Zmniejsza to znacznie siły niezbędne do sterowania, ale dodatkowo dynamicznie obciąża łożysko toczne tarczy sterującej. Jeżeli łożysko to będzie uszkodzone, to proces sterowania może ulec spowolnieniu. Wówczas sterowanie może stać się nieprecyzyjne – mogą pojawić się dodatkowe wibracje szerokopasmowe w układzie sterowania [225].

Podczas badań śmigłowców Mi-17 metodą FAM-C na pracującym silniku wykonano badania diagnostyczne trzech śmigłowców. Badania wykonano po podłączeniu układu pomiarowego FAM-C [98] do zacisków napięcia wyjściowego trójfazowej prądnicy prądu przemiennego SGS-40PU 115/200 V, 400 Hz w następujących konfiguracjach pomiarowych:

a) pomiar jednofazowy ze zliczaniem dwupołówkowym (półokresowym),
b) pomiar trójfazowy ze zliczaniem dwupołówkowym.

Na rys. 5.25 przedstawiono przebieg jednofazowy. Widoczne są gasnące oscylacje wolnozmienne o kolejnych amplitudach: A_1= 0,8 Hz, A_2 = 1 Hz, A_3 = 0,9 Hz, A_4 = 0,6 Hz i zmniejszających się okresach T_1 = 20 s, T_2 = 12 s,

$T_3 = 14$ s, $T_4 = 10$ s. Oscylacje tego typu wzbudzały się na zespole napędowym Mi-17 nr 2 notorycznie i prawdopodobnie są wynikiem działania układu automatyki – układu synchronizacji prędkości obrotowej silników. Dla porównania należy zaznaczyć, że inne badane silniki nie miały charakteru oscylacyjnego składowej wolnozmiennej. Rozważania na temat układu automatyki silników wykraczają jednak poza tematykę niniejszego opracowania.

Jak zaznaczono wcześniej, łożysko główne tarczy sterującej ma tak dużo elementów tocznych, że generowane przez nie częstotliwości obwodowych drgań mechanicznych wychodzą znacznie poza okno obserwowalności pomiaru jednofazowego prądnic pokładowych. Dlatego do monitorowania stanu technicznego tarczy sterującej metodą FAM-C niezbędne jest stosowanie konfiguracji trójfazowej – układ pomiarowy FAM-C podłączony jest do zacisków wyjściowych prądnicy. I znów zespół napędowy Mi-17 nr 2 miał nietypowe (w stosunku do dwóch pozostałych) wyniki. Mianowicie na co trzecim zobrazowaniu pomiarowym $f_i = f(t)$ (wykonano ich 11) o ekspozycji pomiarowej $\Delta t = 60$ s stwierdzono występowanie od 2 do 11 impulsów częstotliwościowych o znacznej amplitudzie (rys. 5.26÷5.27). Wartość amplitudy takiego impulsu częstotliwościowego osiągała dwukrotną wartość poziomu częstotliwości stanu ustalonego. Czas trwania tego impulsu $\Delta t_i = 0{,}003$ s (rys. 5.27), co odpowiada czasowi trwania przemieszczenia się jednego elementu tocznego łożyska głównego tarczy sterującej o jedną podziałkę kątową[3] w stanie jego zablokowania (braku ruchu tocznego elementu tocznego po bieżni łożyska). Pomiędzy impulsami zaobserwowano powrót do stanu ustalonego, ale amplituda jest tu o kilkanaście procent zwiększona (rys. 5.28). W tej części przebiegu (rejon zwiększonej amplitudy przebiegu pomiędzy impulsami) obserwuje się złożenie dwóch typów oscylacji:

- oscylacje szybkozmienne o $f_{p1} = 780$ Hz,
- oscylacje wolnozmienne o $f_{p2} = 330$ Hz.

W pozostałych częściach przebiegu (czas ekspozycji pomiarowej $\Delta t = 60$ s) obserwuje się równomierne wahania oscylacyjne (rys. 5.29). Ich wartość wahań wynosi $f_p = 390$ Hz. Zdaniem autora, występujące impulsy szpilkowe (rys. 5.26 i 5.27) świadczą o blokowaniu się niektórych elementów tocznych łożyska głównego tarczy sterującej na skutek ich powierzchniowego uszkodzenia. Uszkodzenie to może mieć kształt płaskiego zeszlifowania powierzchni cylindrycznej danego elementu tocznego. Wyszlifowania tego typu zaobserwowano wcześniej podczas kontrolowanego zanieczyszczenia wnętrza łożyska [266] w silniku SO-3 samolotu TS-11 Iskra. Natomiast szybkozmienne oscylacje w rejonie występowania im-

[3] Łożysko główne tarczy sterującej ma $N = 90$ elementów tocznych.

pulsów szpilkowych (rys. 5.28 i 5.29) świadczą o silnym przekoszeniu elementów tocznych. Doświadczenia zebrane podczas diagnozowania podpór łożyskowych silników samolotów TS-11 Iskra [122, 129] pozwalają przez analogię spekulować, że w łożysku głównym tarczy sterującej śmigłowca Mi-17 nr 2 następuje tzw. krawędziowanie elementów tocznych. Polega ono na zeszlifowaniu krawędzi wałka tocznego. Temu procesowi towarzyszy wydzielanie się znacznych ilości ciepła. Powstaje też zazwyczaj znaczna ilość opiłków metalowych powiększających zanieczyszczenie łożyska.

W okresie „uspokojenia", gdy nikną impulsy szpilkowe, na przebiegu częstotliwości chwilowej napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika można zaobserwować zmniejszanie amplitudy częstotliwości oscylacji szybkozmiennej (f_{p1} = 780 Hz). Po kilku sekundach zanikają one zupełnie i występują już tylko oscylacje wolnozmienne o f_{p2} = 330 Hz (rys. 3.30).

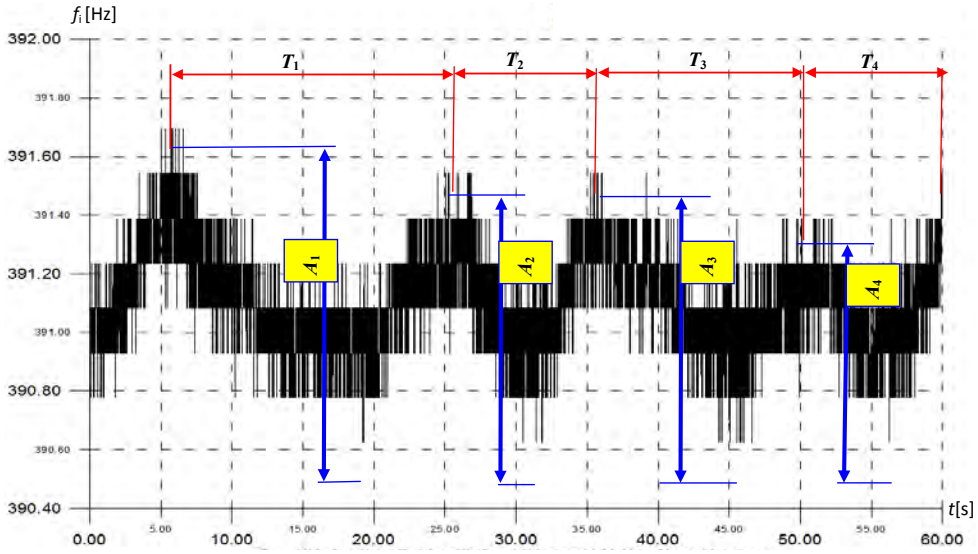
Wniosek – łożysko główne tarczy sterującej śmigłowca Mi-17 nr 2 powinno być jak najszybciej wymienione. Dalsza eksploatacja będzie obfitowała w progresywnie zwiększające się procesy tribologicznego i termicznego zużycia. Ponadto będzie powstawało coraz więcej obwodowych przyhamowań dynamicznych. Mogą one negatywnie wpłynąć na stan techniczny podzespołów reduktora głównego, a nawet całej transmisji śmigłowca. Mogą także uszkodzić elementy łożyskowania wodzika synchronizatora. Możliwe jest także obluzowanie jarzma mocującego ramię wodzika synchronizatora [7, 98]. Monitorowanie jego luzu obwodowego jest sprawą istotną dla bezpieczeństwa lotu.

5.3.4. Wykrycie zwiększonego luzu obwodowego synchronizatora talerza ruchomego tarczy sterującej śmigłowca Mi-17 metodą FAM-C

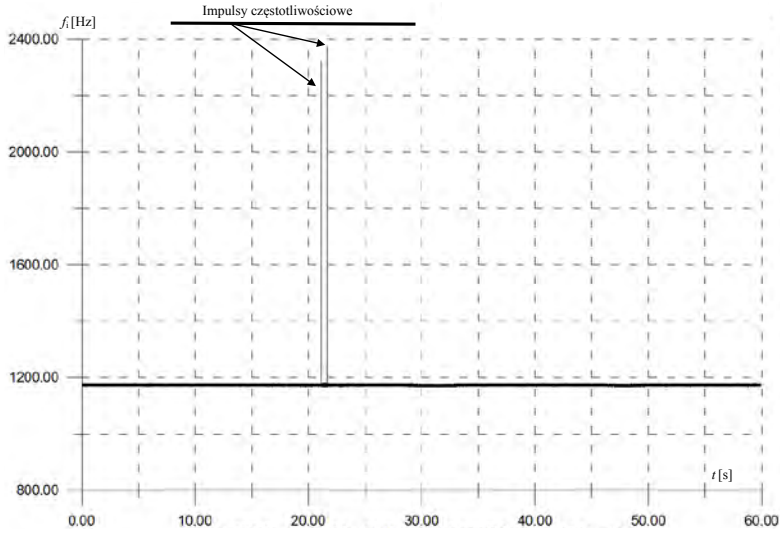
W podrozdziale 5.3.3 omówiono m.in. rolę tarczy sterującej w sterowaniu geometrią lotu śmigłowca. Górna ruchoma część tarczy sterującej (ruchomy talerz tarczy sterującej) jest pociągany obwodowo przez wodzik synchronizatora [7, 95, 225]. Jego jeden koniec jest zamontowany na osi wirnika głównego, a drugi (przegubowo) przyłączony do górnego talerza tarczy sterującej. Zwiększone luzy obwodowe wodzika synchronizatora mogą spowodować utrudnienia w sterowaniu śmigłowcem, a w szczególności „samoistne" odchylanie kursu lotu. W skrajnym przypadku (zerwania więzi mechanicznej pomiędzy górnym talerzem tarczy sterującej a wałem głównym wirnika nośnego) może dojść nawet do katastrofy. Monitorując śmigłowce metodą FAM-C u Mi-17 nr 1 zaobserwowano nieciągłości (podcięcia kształtu sinusoidy) na zboczu opadającym (rys. 5.31) zbliżone kształtem do teoretycznego przebiegu wzorcowego przedstawionego na rys. 3.7. Przebieg częstotliwości chwilowej zawierający podcię-

cia świadczy o luzach obwodowych występujących pomiędzy masą bezwładności tarczy sterującej śmigłowca a prądnicą-przetwornikiem. Zakładając, że elementy pośrednie przeniesienia napędu mają poprawne luzy promieniowe (można było tak założyć, gdyż reduktor główny miał znaczny zapas resursowy), to przyczyną mogły być zwiększone luzy w przegubach wodzika synchronizatora lub obluzowanie jarzma mocującego wodzika synchronizatora do głowicy śmigła nośnego i wału głównego.

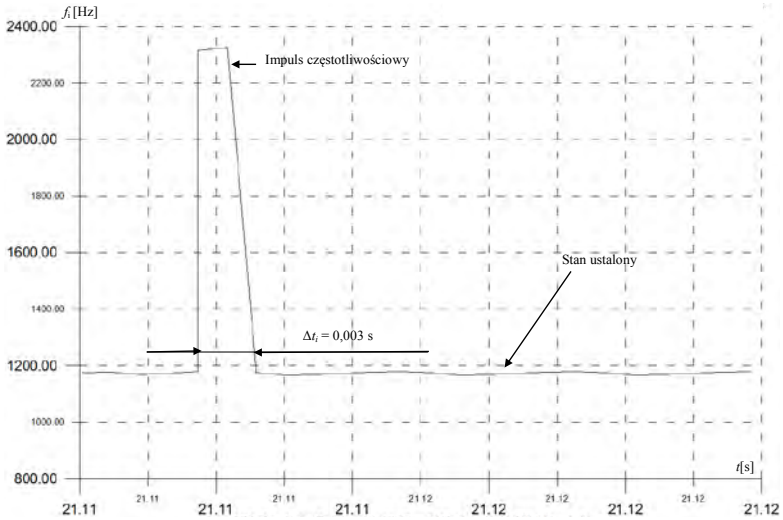
Dla porównania przedstawiono przebieg częstotliwości z innego śmigłowca Mi-17, niezawierający wspomnianych nieciągłości (rys. 5.32).



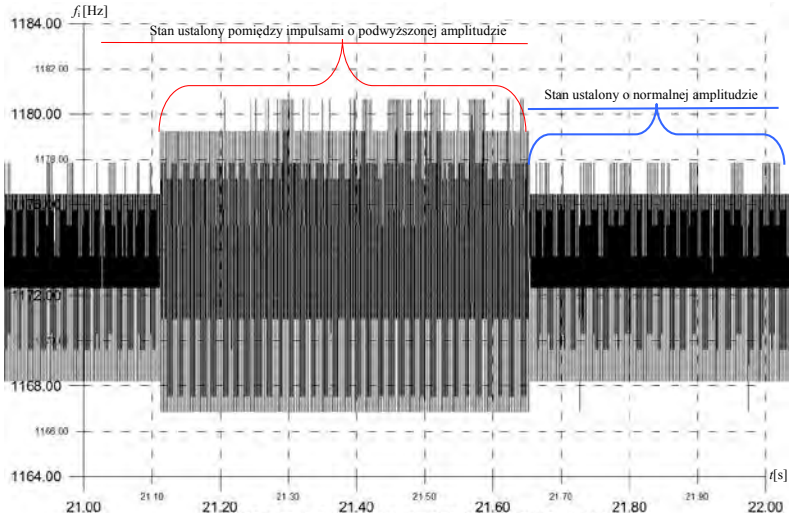
Rys. 5.25. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru jednofazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 2 – okno czasowe 60 s, widoczna składowa wolnozmienna od dudnień (różnicy prędkości obrotowej pomiędzy silnikami głównymi). A_1, A_2, A_3, A_4 – wartości amplitudy (gasnących) oscylacji wolnozmiennych



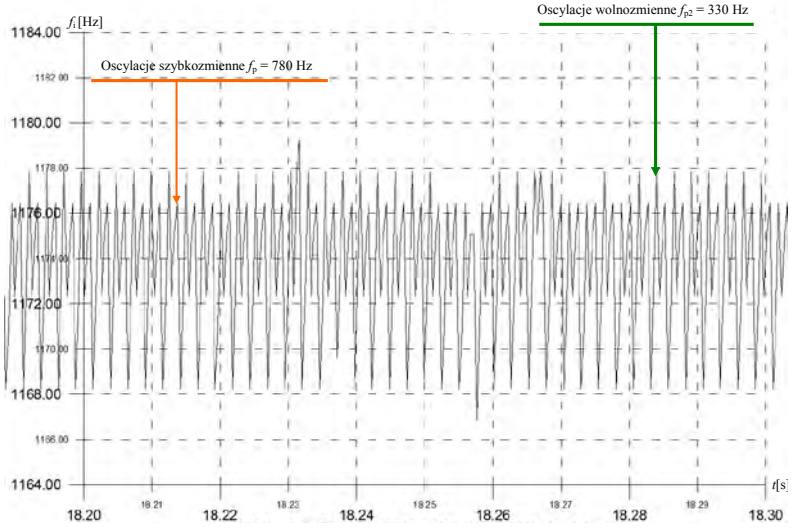
Rys. 5.26. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 2 – okno czasowe 60 s, widoczne dwa impulsy szpilkowe



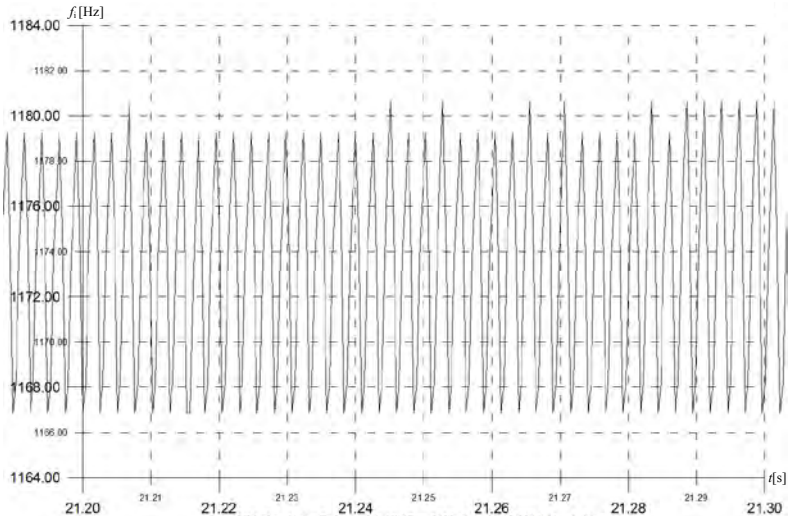
Rys. 5.27. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 2 – okno czasowe 0,01 s, widoczny powiększony jeden impuls szpilkowy



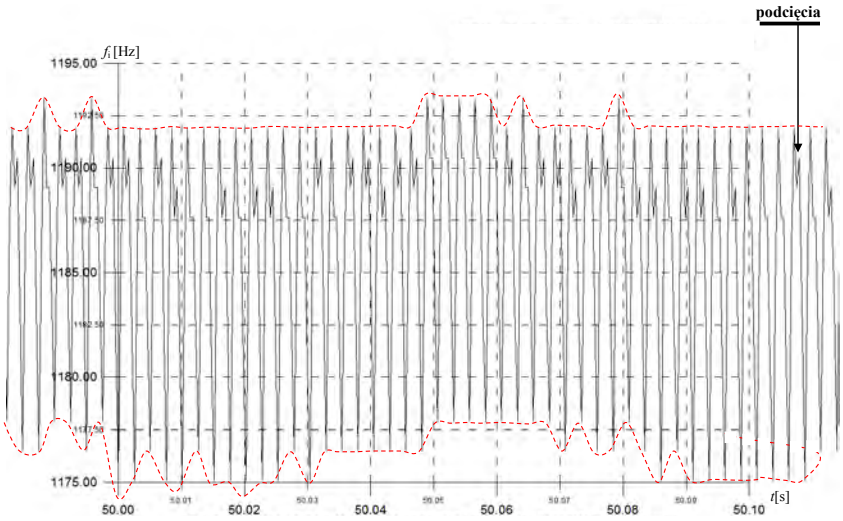
Rys. 5.28. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17nr 2 – okno czasowe 1 s, widoczne zmiany amplitudy przebiegu składowej średniozmiennej pomiędzy dwoma (niezaznaczonymi w celu niezaciemniania przebiegu) impulsami szpilkowymi



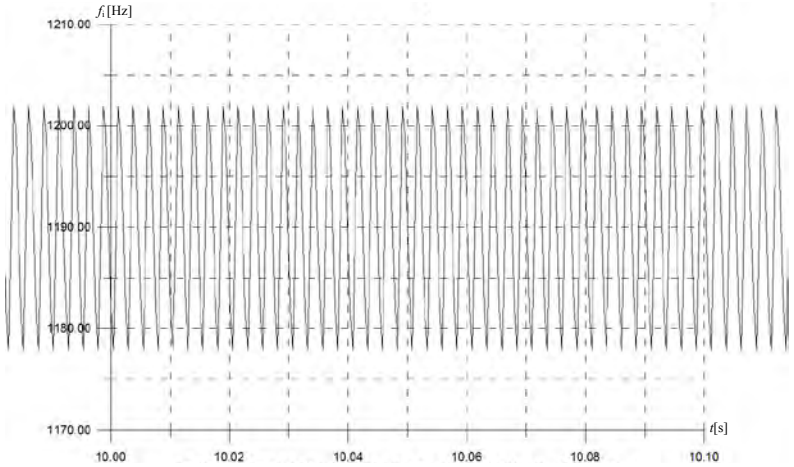
Rys. 5.29. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 2 – okno czasowe 0,1 s, przebieg pomiędzy dwoma (niezaznaczonymi w celu niezaciemniania przebiegu) impulsami szpilkowymi



Rys. 5.30. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 2 – okno czasowe 0,1 s, w czasie, gdy nie występują impulsy szpilkowe



Rys. 5.31. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 1 – okno czasowe 0,1 s, widoczne podcięcia na zboczach opadających świadczące o luzach obwodowych



Rys. 5.32. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 1 – okno czasowe 0,1 s, widoczny przebieg sinusoidalny, równomierny i stabilny w czasie

5.4. Pomiary metodą FAM-C innych niż lotnicze zespołów napędowych

5.4.1. Badanie zespołów napędowych siłowni okrętowych

5.4.1.1. Opis siłowni okrętowej i możliwości jej diagnozowania metodą FAM-C

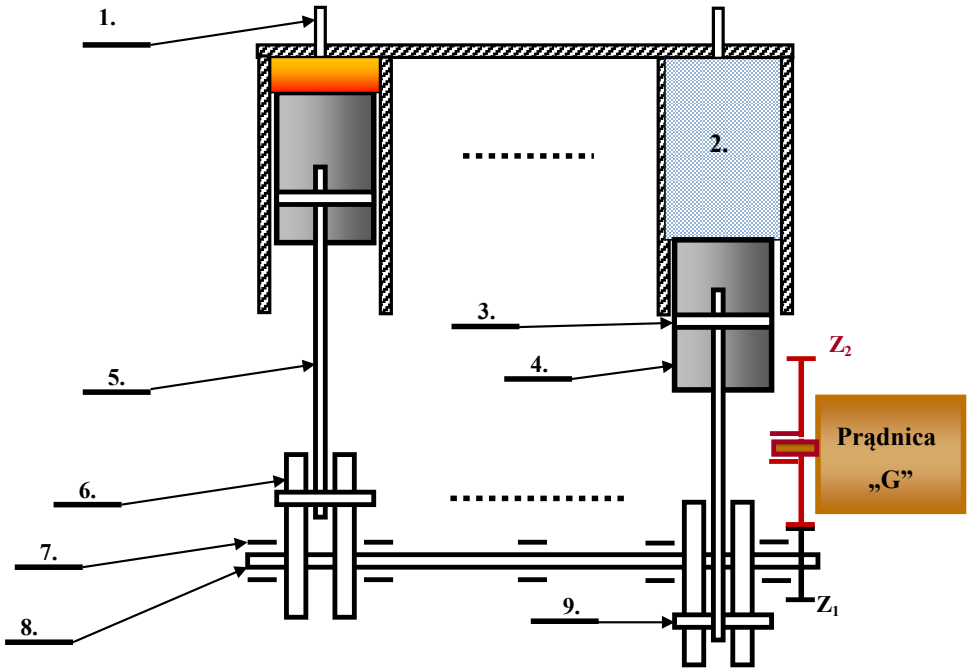
Silniki z zapłonem samoczynnym (wysokoprężne) mają stosunkowo małe (w porównaniu do innych typów silników) prędkości znamionowe wałów głównych [28, 129]:

- silniki okrętowe 300÷800 obr/min, podczas gdy
- silniki pojazdów szynowych 700÷1100 obr/min,
- silniki samochodowe 900÷1200 obr/min.

Wynika to z wyjątkowo dużych wymiarów elementów ruchomych silników okrętowych.

W przypadku metody FAM-C niski poziom znamionowej prędkości obrotowej jest korzystny. Prądnice bowiem mają ściśle określone standardowe wartości znamionowej prędkości obrotowej (niezależnie od rodzaju napędu) znacznie wyższe niż wartości prędkości znamionowej silników o zapłonie samoczynnym

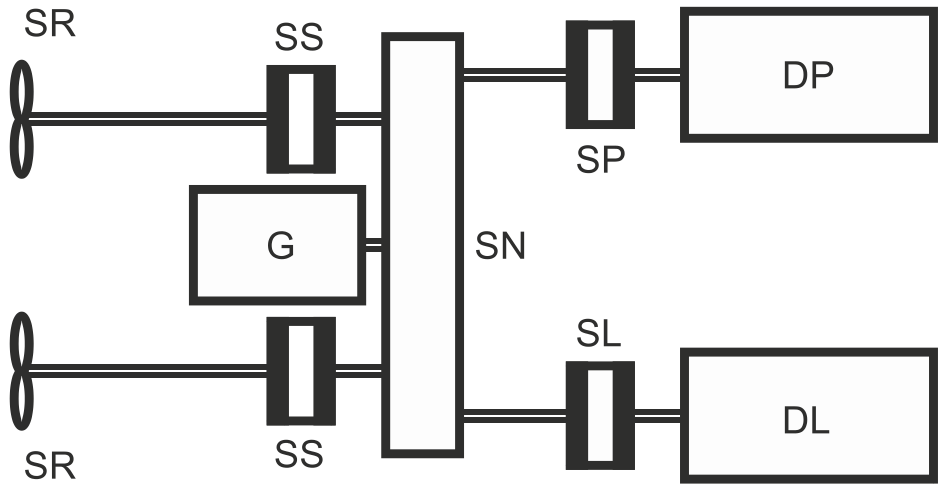
(Diesla). W związku z tym, w przypadku silników wolnoobrotowych konstruktorzy są zmuszeni stosować znaczne przełożenia zwiększające prędkość obrotową do poziomu niezbędnego do stabilnej pracy prądnicy. Wówczas to, wprost proporcjonalnie do przełożenia, zwiększa się rozdzielczość metod FAM-C i FDM-A. Rozdzielczość ta jest reprezentowana przez wartość współczynnika k_r [114, 129, 136]. Jednocześnie niespodziewana awaria silnika, zwłaszcza w dużych obiektach, może spowodować znaczne straty ekonomiczne. Dlatego stosowanie tanich, nieingerencyjnych metod diagnozowania jest uzasadnione, a nawet niezbędne.



Rys. 5.33. Uproszczony rysunek poglądowy silnika z zapłonem samoistnym: 1 – końcówka wtryskiwacza, 2 – medium robocze (sprężone powietrze), 3 – sworzeń tłokowy, 4 – tłok, 5 – korbowód, 6 – przeciwciężar, 7 – panewka łożyska ślizgowego wału głównego, 8 – wał główny, 9 – sworzeń stopy korbowodu, z_1, z_2 – koła zębate przekładni, G – prądnica-przetwornik

Ogólnie biorąc, sposób pracy silnika o zapłonie samoczynnym jest analogiczny jak silnika czterosuwowego o zapłonie iskrowym. Charakteryzuje się jednak znacznie większym ciśnieniem roboczym niezbędnym do podniesienia temperatury mieszanki paliwowo-powietrznej do poziomu samozapłonu. Stąd też elementy silnika Diesla ulegają odpowiednio większym obciążeniom. Najczęstszymi wadami takich silników (rys. 5.33) spotykanymi w eksploatacji są:

- zużycie systemu wtrysku oleju napędowego, powodujące nierównomierność (powstawanie impulsowych dodatkowych przyśpieszeń) prędkości kątowej wału głównego silnika,
- nadmierne luzy pomiędzy sworzniem tłokowym a tłokiem, powodujące charakterystyczne podcięcia w przebiegu prędkości chwilowej,
- nadmierne ugięcie korbowodu powodujące zwiększanie wartości pierwszej harmonicznej prędkości kątowej wału o częstotliwości pierwszej harmonicznej prędkości znamionowej wału korbowego,
- niewyważenie dynamiczne zespołu ruchomego,
- nadmierne luzy w panewkach łożysk ślizgowych wału korbowego,
- nadmierne luzy sworznia stopy korbowodu.



Rys. 5.34. Schemat blokowy układu napędowego siłowni okrętowej zasilanej przez dwa silniki z zapłonem samoistnym. G – generator (prądnica-przetwornik), SR – śruba okrętowa, SS – sprzęgło śruby okrętowej, SN – przekładnia, SP, SL – sprzęgła podatne silników (odpowiednio prawego i lewego), DP, DL – silniki Diesla (odpowiednio prawy i lewy)

W celu zwiększenia bezpieczeństwa stosuje się dwa jednakowe silniki napędzające na jedną przekładnię (rys. 5.34, szczegół DP, DL). Silniki te przekazują moc na wspólną przekładnię SN. Z uwagi na indywidualne wahania prędkości kątowej silników łączy się wyjścia ich wałów z przekładnią za pomocą sprzęgieł podatnych (rys. 5.34, szczegół SP, SL). Przekładnia SN rozdziela moc pozyskaną z korbowodów obu silników na:

- prądnicę G,
- śruby napędowe SR poprzez sprzęgła podatne SS.

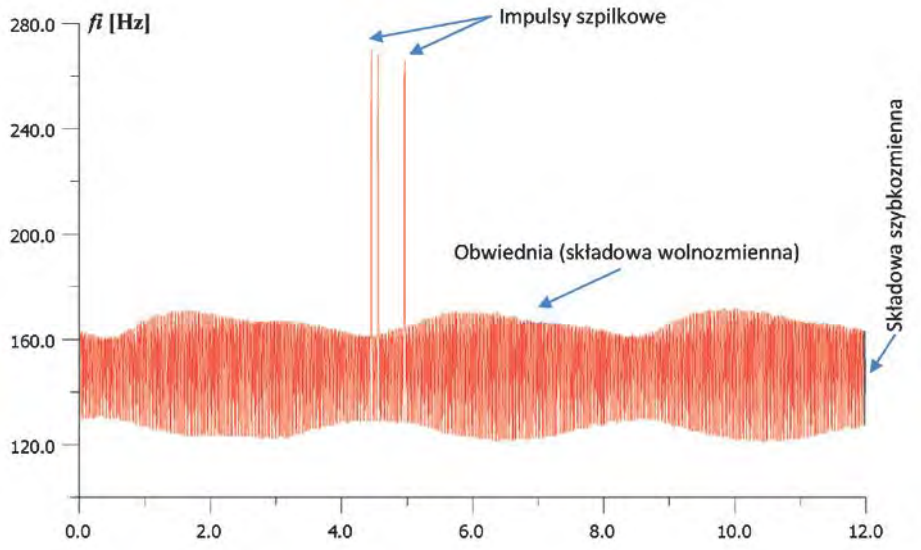
Ten system rozdziału energii mechanicznej jest przyczyną niekorzystnych zdarzeń powstających w wyniku nieprawidłowego montażu lub w czasie nieprawidłowej eksploatacji. Do najczęściej spotykanych zdarzeń należy zaliczyć [44, 137]:

- brak synchronizacji znamionowych prędkości obrotowych wałów wyjściowych silników pomiędzy sobą,
- brak równomierności obciążenia wałów obu silników, powodujący nadmierne obciążanie sprzęgieł podatnych oraz wewnętrzne straty mocy,
- powstanie nieodpowiedniej geometrii montażu sprzęgieł podatnych,
- uszkodzenia wewnętrzne przekładni: zwiększenie luzów międzyzębnych lub wykruszenie zębów, przekoszenie osi wirowania koła zębatego,
- nadmierne naprężenia skrętne wałów powodujące ich pękanie, np. wału śruby okrętowej,
- nierównomierna prędkość kątowa wału śruby okrętowej, powodująca straty energii na śrubie, co zmniejsza prędkość statku lub okrętu.

Wszystkie wymienione wady mogą być monitorowane metodą FAM-C.

5.4.1.2. Pomiary trójfazowe układu napędowego promu Pomerania

Dokonano pomiarów trójfazowych [103, 129, 130] każdego zespołu napędowego wchodzącego w skład układu napędowego podczas różnych warunków jego obciążenia w czasie typowego rejsu.



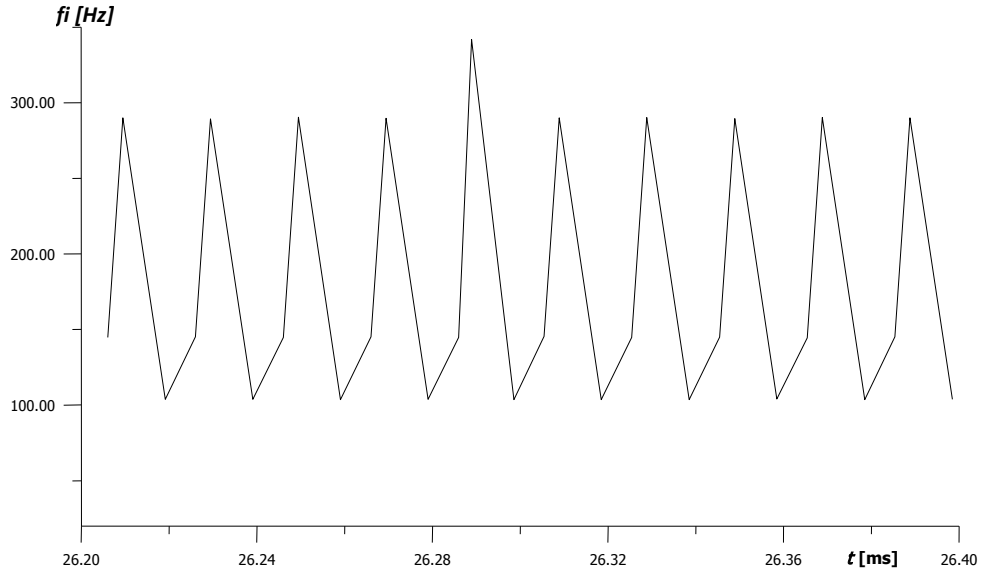
Rys. 5.35. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej głównego zespołu napędowego promu Pomerania – pomiar trójfazowy

Stwierdzono, że możliwe są obserwacje pulsacji prędkości kątowej spowodowanych pracą poszczególnych tłoków w cylindrach (współczynnik krotności $k_r = 9{,}6$).

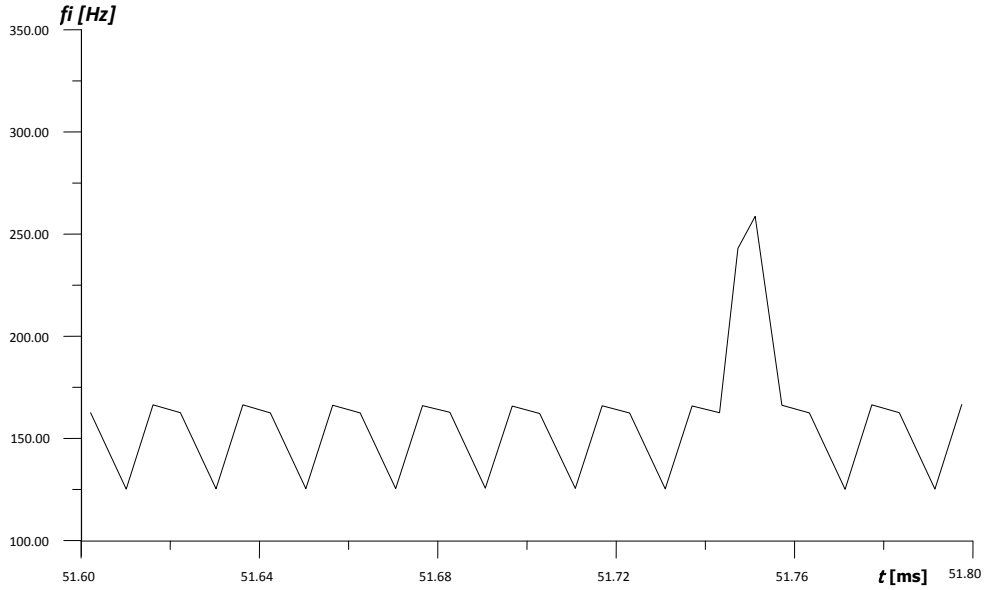
Zarejestrowany przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany metodą FAM-C przy konfiguracji trójfazowej ma znacznie bardziej złożony kształt niż przebieg jednofazowy. Przebieg przy konfiguracji trójfazowej ma trzy składowe (rys. 5.35):

- wolnozmienną,
- szybkozmienną,
- impulsy szpilkowe.

Składowa wolnozmienna odzwierciedla mimośrodowości i przekoszenia głównie sprzęgieł podatnych SP i SL (rys. 5.34), analogicznie jak dla przebiegu przy pomiarach jednofazowych [114, 129, 136]. Impulsy szpilkowe informują o jednorazowej, nadmiernej dawce paliwa wstrzykniętej do cylindra. Składowa szybkozmienna przedstawia dynamikę prędkości wału silnika (rys. 5.36 i 5.37). Można tu śledzić równomierność pracy poszczególnych cylindrów [103, 129].



Rys. 5.36. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej głównego zespołu napędowego promu Pomerania metodą FAM-C – pomiar trójfazowy – powiększenie



Rys. 5.37. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej rezerwowego agregatu prądotwórczego

5.4.1.3. Pomiary jednofazowe zespołu napędowego promu Polonia

Zespół napędowy promu Polonia jest pod kątem kinematycznym bliźniaczo podobny do promu Pomerania. Prowadzono tu pomiary jednofazowe FAM-C. Jak wcześniej opisano w rozdziale 4 (właściwości metrologiczne), zobrazowanie jednofazowe ma trzykrotnie mniejszą rozdzielczość. W związku z tym pasmo obserwowalności prądnicy-przetwornika przesuwa się w kierunku zjawisk niskoczęstotliwościowych, nie otrzymuje się więc pełnego zobrazowania przedstawionego na rys. 5.35, lecz obwiednię tegoż sygnału [116, 130]. Po jego powiększeniu nie będą widoczne szczegóły jak na rys. 5.36, tylko ta sama obwiednia. Jej amplituda wnosi informacje o wielkości rozstrojenia fazy i znamionowej prędkości kątowej pomiędzy obydwoma silnikami (tzw. dudnienia). Jednakże obwiednia ta ma i składowe szybkozmienne. Po ich rozłożeniu na zbiory charakterystyczne – zobrazowanie na płaszczyźnie (ΔF, f_p) – można łatwo, korzystając z danych zawartych w tablicach 9÷10, obliczyć wartości istotne dla eksploatacji zespołu napędowego – tablica 11.

Tablica 9

Wartości wybranych parametrów dla wybranych podzespołów promu Polonia

Nazwa podzespołu	Wada mimośrodowości				Wada przekoszenia		
	n	f_p	T	k	f_p	T	k
	obr/min	Hz	s	-	Hz	s	-
Wał prądnicy	1200	20	0,05	3	40	0,025	1,5
Wał główny silnika napędowego	600	10,0	0,1	12	20,0	0,05	6
Wał śruby napędowej	140	2,3	0,4286	12	4,7	0,21429	6
Pulsacje od 4 łopat śruby	560	9,3	0,1071	3	18,7	0,05357	1,5
Pulsacje od 6 cylindrów	3600	60	0,0167	2	120	0,00833	1

Tablica 10

Wybrane dane konstrukcyjne promu Polonia

Nazwa podzespołu	f_{NG} [Hz]	T_G [s]	i
Wał prądnicy	60	0,01667	1
Wał główny silnika napędowego	60	0,01667	2
Wał śruby napędowej	60	0,01667	0,46
Pulsacje od 4 łopat śruby	60	0,01667	0,46
Pulsacje od 6 cylindrów	60	0,01667	2

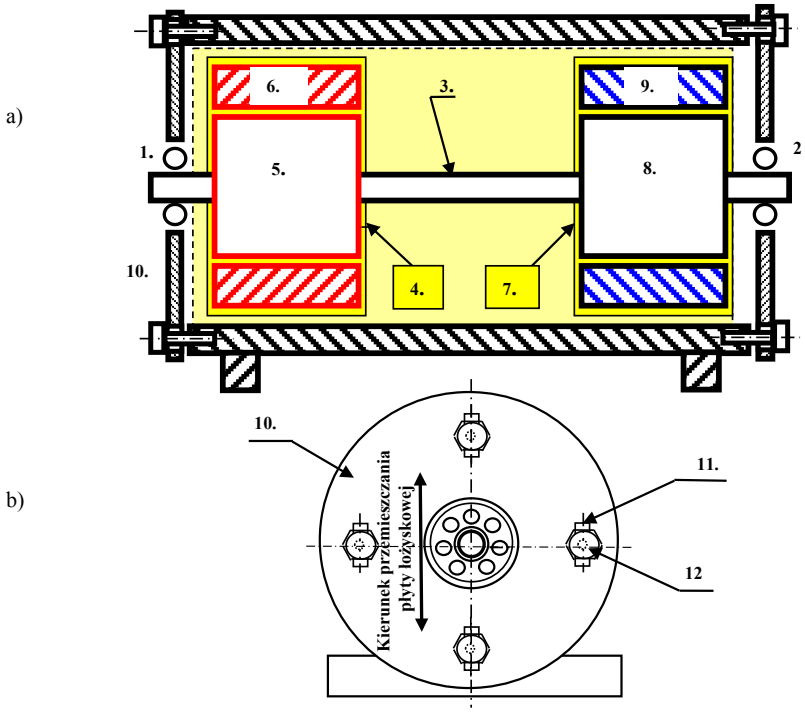
Tablica 11

Wartości parametrów wad sprzęgieł promu Polonia

Nazwa podzespołu	Wartość mimośrodu a [mm]	Wartość przekoszenia β [^{o}]
Sprzęgło lewego silnika	0,195	0,017
Sprzęgło śruby	0,602	0,011

5.4.2. Badanie przetwornic elektromaszynowych

Wykonano badania parametrów elektrycznych przetwornic o różnych kontrolowanych (wprowadzanych przez badających) poziomach zużycia elementów elektrycznych i mechanicznych. Badania były prowadzone zarówno metodami klasycznymi (szybka transformata Fouriera), jak i nowatorskimi (np. FAM-C). Realny poziom zużycia oceniany był poprzez pomiary mechaniczne. Badania wykonano na przetwornicach PAG-1F, PT-500, PO-750. Przetwornice te przygotowano do kontrolowanego zadawania błędów montażowych: mimośrodowości, przekoszenia osi obrotu wirnika względem osi symetrii stojana. Układy pomiarowe jedno- i trójfazowe umożliwiają monitorowanie tych błędów. Szczegółowe właściwości obu układów pomiarowych omówiono w [112, 115, 117, 129].



Rys. 5.38. Uproszczony rysunek złożeniowy przetwornicy elektromaszynowej przystosowanej w ITWL do kontrolowanego zadawania błędów montażowych: a) przekrój podłużny, b) widok od strony tarczy łożyskowej pokrywy bocznej. 1, 2 – łożysko toczne, 3 – wał, 4 – silnik prądu stałego, 5 – wirnik silnika prądu stałego, 6 – stojan silnika prądu stałego, 7 – prądnica prądu przemiennego, 8 – wirnik prądu przemiennego, 9 – stojan prądnicy prądu przemiennego, 10 – płyta łożyskowa (pokrywa boczna), 11 – wyfrezowania pionowe, 12 – śruba montażowa

Przekoszenie osi obrotu wirnika względem osi symetrii stojana

Do celów badawczych dokonano przekoszeń [112] dzięki podłużnemu pionowemu rozfrezowaniu otworów montażowych pod śrubami mocującymi pokrywę boczną (oprawę łożyskową) maszyny z częścią cylindryczną. Przemieszczając jedną tarczę łożyskową (pokrywę boczną) w górę, a drugą w dół, uzyskano mierzalny kąt przekoszenia.

Dla przetwornicy **PAG-1F** przed przemieszczeniem pokrywy bocznej uzyskano przebieg częstotliwości chwilowej w funkcji czasu, w którym można wyróżnić zmodulowania o częstości ok. 75 Hz. Jest to wartość zbliżona do pierwszej podharmonicznej znamionowej prędkości kątowej wirnika. Świadczy to o istnieniu małej mimośrodowości i przekoszenia (według wyliczeń wartość przekoszenia osi obrotu wirnika względem osi symetrii stojana wynosi około $0{,}0079^{o}$) zawieszenia wirnika względem stojana. Z chwilą gdy przekoszenie wirnika osiągnie kąt ok. $0{,}04^{o}$, zaczyna dominować częstotliwość drugiej harmonicznej znamionowej prędkości kątowej wirnika. Wartość amplitudy wahań przebiegu częstotliwości chwilowej zwiększa się z poziomu $\Delta F = 4{,}11$ Hz (0,95% w stosunku do wartości średniej częstotliwości) do $\Delta F = 13{,}94$ Hz (1,09%).

Dla przetwornicy **PT-500C** przed przemieszczeniem pokrywy bocznej uzyskano przebieg częstotliwości, w którym można wyróżnić zmodulowania o częstości ok. 200 Hz, a więc w pobliżu pierwszej harmonicznej znamionowej prędkości kątowej wirnika świadczącej o istnieniu niewielkiej mimośrodowości zawieszenia wirnika względem stojana. Gdy przekoszenie wirnika osiągnie kąt ok. $0{,}2^{o}$, zaczyna dominować częstotliwość drugiej harmonicznej znamionowej prędkości obrotowej (rys. 12). Wartość amplitudy wahań przebiegu częstotliwości chwilowej zwiększa się z poziomu $\Delta F = 0{,}17$ Hz (0,04% w stosunku do wartości średniej częstotliwości) do $\Delta F = 12{,}29$ Hz (1,02%).

Dla przetwornicy **PO-750** przed przemieszczeniem pokrywy bocznej uzyskano przebieg częstotliwości, w którym można wyróżnić zmodulowania o częstości ok. 175 Hz, a więc w pobliżu pierwszej harmonicznej znamionowej prędkości kątowej wirnika świadczącej o istnieniu niewielkiej mimośrodowości zawieszenia wirnika względem stojana. Z chwilą gdy przekoszenie wirnika osiągnie kąt ok. $0{,}2^{o}$, zaczyna dominować częstotliwość drugiej harmonicznej znamionowej prędkości kątowej wirnika. Wartość amplitudy wahań przebiegu częstotliwości chwilowej zwiększa się z poziomu $\Delta F = 0{,}24$ Hz (0,067% w stosunku do wartości średniej częstotliwości) do $\Delta F = 1{,}87$ Hz (0,52%). Z uwagi na niespełnienie warunku Kotielnikowa-Shannona należy dane te traktować tylko informacyjnie – ocena związków pomiędzy przekoszeniem a zmodulowaniem częstotliwości powinna być dokonana metodą FDM-A w czasie dobiegu maszyny.

Przy zwiększaniu wartości kąta przekoszenia osi obrotu wirnika względem osi symetrii stojana można zauważyć zwiększającą się amplitudę modulacji prze-

biegu częstotliwości chwilowej o okresie równym drugiej harmonicznej znamionowej prędkości kątowej wirnika. Amplituda tych zmodulowań zwiększa się wraz ze wzrostem wartości kąta przekoszenia.

Mimośrodowość osi obrotu wirnika względem osi symetrii stojana

Dokonano równoległego przesunięcia osi obrotu wirnika względem osi symetrii stojana [112], wykorzystując podłużne pionowe rozfrezowanie otworów montażowych pod śrubami mocującymi pokrywę boczną (oprawę łożyskową) maszyny z częścią cylindryczną. Przemieszczając obie oprawy łożyskowe w dół, uzyskano mierzalną wartość mimośrodu.

Dla przetwornicy **PAG-1F** przed przemieszczeniem pokrywy bocznej uzyskano przebieg częstotliwości, w którym można wyróżnić zmodulowania o częstości ok. 75 Hz, a więc w pobliżu pierwszej podharmonicznej znamionowej prędkości obrotowej świadczącej o istnieniu niewielkiej mimośrodowości i przekoszenia zawieszenia wirnika względem stojana. Zwiększono wartości mimośrodu do $a = 0{,}2$ mm – wartość amplitudy wahań przebiegu częstotliwości chwilowej ΔF zwiększa się z poziomu 4,11 Hz (0,95%) do 13,94 Hz (1,09%).

Dla przetwornicy **PT-500C** przed przemieszczeniem pokrywy bocznej uzyskano przebieg częstotliwości, w którym można wyróżnić zmodulowania o częstości ok. 200 Hz, a więc w pobliżu pierwszej harmonicznej znamionowej prędkości kątowej wirnika świadczącej o istnieniu niewielkiej mimośrodowości zawieszenia wirnika względem stojana oraz o częstości ok. 200 Hz. Zwiększono wartości mimośrodu do $a = 0{,}35$ mm – wartość amplitudy wahań przebiegu częstotliwości chwilowej ΔF zwiększa się z poziomu 0,17 Hz (0,04%) do 12,29 Hz (1,022%).

Dla przetwornicy **PO-750** przed przemieszczeniem pokrywy bocznej uzyskano przebieg częstotliwości, w którym można wyróżnić zmodulowania o częstości ok. 175 Hz, a więc w pobliżu pierwszej harmonicznej znamionowej prędkości kątowej wirnika świadczącej o istnieniu niewielkiej mimośrodowości zawieszenia wirnika względem stojana. Zwiększono wartość mimośrodu do $a = 0{,}4$ mm – wartość amplitudy wahań przebiegu częstotliwości chwilowej ΔF zwiększa się z poziomu 0,24 Hz (0,067%) do 0,52 Hz (0,52%).

Przy zwiększaniu wartości mimośrodu osi obrotu wirnika względem osi symetrii stojana można zauważyć zwiększającą się amplitudę modulacji przebiegu częstotliwości chwilowej o okresie równym drugiej harmonicznej prędkości obrotowej. Amplituda tych zmodulowań zwiększa się wraz ze wzrostem wartości mimośrodu. Na podstawie pomiarów praktycznych oraz wyliczeń teoretycznych opracowano wartości parametrów granicznych dla niektórych typów przetwornic elektromaszynowych (tablice 12 i 13).

Tablica 12

Zestawienie parametrów wybranych uszkodzeń montażowych przetwornic oraz parametrów ich odzwierciedlenia w zjawiskach elektrycznych

	Typ przetwornicy	Wartość liniowego przemieszczenia zmierzona mechanicznie		Odległość pomiędzy podporami	D_N [mm]	β [°]	a [mm]	f_{max} [Hz]	f_{min} [Hz]	$f_{śr}$ [Hz]	ΔF [Hz]	Parametry uszkodzeń z wyliczeń elektrycznych	
		A_1 [mm]	A_2 [mm]	L [mm]								a [mm]	β [°]
1	PAG-1F	0,3	0,2	145,0	55,5	0,19757	0,10	1290,32	1281,23	1285,5	9,09	0,0981	0,15506
2	PT-500C	0,35	0,35	203,3	69,3	0,19728	0,00	1224,36	1183,78	1203,2	40,58	0,0000	0,65866
3	PT-500	0,35	0,35	203,3	69,3	0,19728	0,00	1212,00	1200	1203,2	12,00	0,1727	0,19478
4	PO-750	0,5	0,0	258,0	70,0	0,11104	0,00	356,57	354,7	355,84	1,87	0,0000	0,08169
5	PAG-1F	0,01	0,01	145,0	55,5	0,0079	0,01	434,59	430,48	432,51	4,11	0,13185	0,20840
6	PAG-1F	0,3	-0,2	145,0	55,5	0,03951	0,5	1287,83	1273,89	1277,8	13,94	0,1513	0,00000
7	PT-500	0,01	0,01	203,3	69,3	0,00564	0,01	402,58	402,41	402,49	0,17	0,0073	0,00825
8	PT-500	0,35	0,35	203,3	69,3	0,19728	0,35	1208,46	1196,17	1202,32	12,29	0,17709	0,19964
9	PO-750	0,03	0,03	258,0	70	0,01332	0,03	357,77	357,53	357,7	0,24	0,0117	0,01043
10	PO-750	0,5	0	258,0	70	0,11104	0,00	356,57	354,7	355,84	1,87	0,0000	0,08169
11	PAG-1F	0,3	-0,2	145,0	55,5	0,03951	0,20	1287,83	1273,89	1277,8	13,94	0,1514	0,23925
12	PT-500	0,35	-0,35	203,3	69,3	0,00000	0,35	1208,46	1196,17	1202,32	12,29	0,1771	0,19964
13	PO-750	0,5	-0,4	258,0	70,0	0,02221	0,4	338,70	338,18	338,58	0,52	0,0269	0,02387

Tablica 13

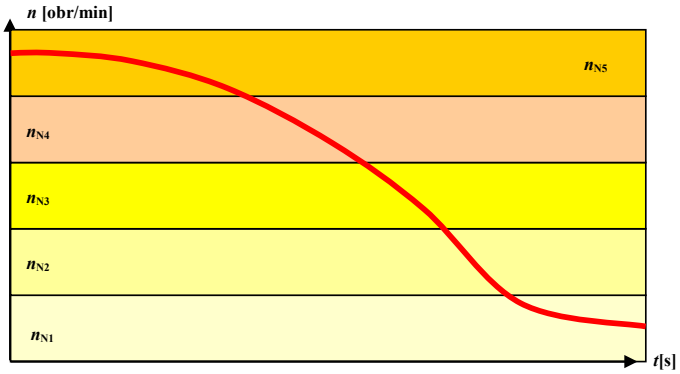
Wykaz wartości parametrów stanów granicznych wybranych typów lotniczych przetwornic elektromaszynowych dla metod FAM-C

	Typ wady	klasa	PAG-1F			PT-500C			PO-750		
			ΔF [Hz]	$f_{śr}$ [Hz]	f_p[Hz]	ΔF [Hz]	$f_{śr}$ [Hz]	f_p [Hz]	ΔF [Hz]	$f_{śr}$ [Hz]	f_p [Hz]
1	Zmniejszony docisk szczotek	A	<10	>380	0,2 ÷ 0,02	<10	>380	0,1 ÷ 0,025	< 8	>390	0,1 ÷ 0,025
		B	10÷25	350 ÷ 380		10÷25	360 ÷ 380		8 ÷ 15	370 ÷ 390	
		C	>25	<350		>25	≤360		> 15	≤370	
2	Przekoszenie	A	$< 0,3\%f_{ś}$	-	400	$< 0,3\%f_{ś}$	-	400	-	-	-
		B	$0,3 \div 0,8\%f_{ś}$	-	400	$0,3 \div 0,8\%f_{ś}$	-	400	-	-	-
		C	$0,8 \div 1,1\%f_{ś}$	-	400	$0,8 \div 1,1\%f_{ś}$	-	400	-	-	-
		D	$>1,1\%f_{ś}$	-	400	$>1,1\%f_{ś}$	-	400	-	-	-
3	Mimośród	A	$< 0,3\%f_{ś}$	-	200	$< 0,3\%f_{ś}$	-	200	$< 0,2\%f_{ś}$	-	200
		B	$0,3 \div 0,8\%f_{ś}$	-	200	$0,3 \div 0,8\%f_{ś}$	-	200	$0,2 \div 0,4\%f_{ś}$	-	200
		C	$0,8 \div 1,1\%f_{ś}$	-	200	$0,8 \div 1,1\%f_{ś}$	-	200	$0,4 \div 0,5\%f_{ś}$	-	200
		D	$>1,1\%f_{ś}$	-	200	$>1,1\%f_{ś}$	-	200	$>0,5\%f_{ś}$	-	200

Badanie przetwornic w czasie ich dobiegu

Dobieg jest to stan energetyczny zespołu napędowego, w którym rozpędzona do prędkości znamionowej maszyna zostaje pozbawiona dostawy energii zewnętrznej. Czas dobiegu (w literaturze często nazywany czasem wybiegu) jest to czas od wyłączenia źródła zasilania do zatrzymania się ruchu obrotowego maszyny wirnikowej [235, 288, 289]. W tym momencie pojawiają się dwa zjawiska fizyczne:

a) **przemieszczanie się poziomu prędkości obrotowej** n (zazwyczaj quasi-płynne), w miarę upływu czasu liczonego od zaprzestania dostarczania energii zewnętrznej, poszczególnych par kinematycznych sprzężonych ze sobą, poprzez kolejne **coraz niższe znamionowe prędkości** (rys. 5.39); dla każdej z tych prędkości obserwuje się różne zjawiska dynamiczne, m.in. objawiają się różne **lokalne rezonanse** mechaniczne (rys. 5.40);
b) **rozpad dynamiki** ruchu zespołu napędowego **na indywidualnie drgające** (w granicach więzów i granic wynikających z konstrukcji) **ogniwa kinematyczne**.



Rys. 5.39. Przebieg zmian średniej prędkości obrotowej po wyłączeniu źródła energii z zaznaczonymi pasmami prędkości znamionowych: $\{n_{N1}, n_{N2}, n_{N3}, n_{N4}, n_{N5}\}$ – składowa wolnozmienna

W instrukcjach fabrycznych sprzętu lotniczego, a także w instrukcjach eksploatacyjnych statków powietrznych zawartych jest wiele ograniczeń czasu dobiegu (w instrukcjach silnikowych nazywany jest czasem wybiegu) dla maszyn obrotowych. Żadna z nich nie zajmuje się kompleksową analizą przebiegu prędkości kątowej w czasie dobiegu. Jednakże w literaturze spotyka się wiele wzmianek mówiących o potencjalnie dużym znaczeniu diagnostycznym takich pomiarów i analiz [303].

Zgodnie z praktyką oraz z danymi literaturowymi [303, 314], im krótszy jest czas dobiegu, tym większe są momenty oporów łącznych danego zespołu mecha-

nicznego. W ten sposób wiele instrukcji zaleca sprawdzenie węzłów łożyskowych wirników, np. żyroskopów, silników turbinowych. Poza tym w czasie dobiegu następuje naturalny rozpad wszystkich podzespołów zespołu napędowego na niezależne pary kinematyczne [314]. Pary te wykonują, w dużej części wzajemnie niezależne od sąsiednich par kinematycznych, wahania kątowe, zwane drganiami swobodnymi. Czas tłumienia tych wahań jest zależny od składowej tarcia suchego oraz od składowej tarcia wiskotycznego, czyli mokrego, oraz ewentualnego tłumienia powietrza (przy wyższych poziomach prędkości obrotowej). Częstotliwość takich wahań jest zależna od wielu czynników, jak np.:

- momentu bezwładności – im większe momenty bezwładności, tym większy okres wahań własnych, czyli mniejsza częstotliwość;
- sprężystości – im większy współczynnik sprężystości (im większy moment siły gromadzi się w elemencie przy jego odkształceniu o jednostkowy kąt skręcenia), tym krótszy okres wahań własnych, czyli większa częstotliwość.

W czasie dobiegu zmniejsza się płynnie częstotliwość wymuszeń oddziałujących na poszczególne jej podzespoły mechaniczne. Możliwe jest więc wzbudzenie i zlokalizowanie wzbudzeń rezonansowych poszczególnych podzespołów mechanicznych przetwornicy, np. podpór łożyskowych. Ich lokalizowanie i obserwowanie jest bardzo istotne z punktu widzenia określenia ich żywotności i wystawienia wiarygodnej prognozy eksploatacyjnej. Dla podpór łożyskowych wykładnikiem stanu zagrożenia jest dobroć mechaniczna Q układu rezonansowego – jeżeli $Q > 10$, to wskazane jest odsunięcie danego zespołu od eksploatacji [39, 40, 129].

Jeżeli częstotliwość wymuszeń jest zbliżona do częstotliwości drgań (swobodnych) własnych układu, może zaistnieć niebezpieczeństwo wystąpienia rezonansu. Wały maszynowe ze względu na skokowo zmienny przekrój poprzeczny, ciężar własny, niewyważenie zawieszonych mas i luzy w łożyskach stanowią złożony układ drganiowy. Drgania rezonansowe jednego elementu oddziałują na inne elementy układu. W takim układzie istnieje kilka prędkości krytycznych (rys. 5.40, ekstrema: A_{1max}, A_{2max}, A_{3max}, A_{4max}, A_{5max}), które oblicza się zazwyczaj metodami przybliżonymi. Jeżeli np. na wale jest osadzona pewna liczba mas wirujących, np. m_1, m_2, m_4, … , m_n, to prędkość krytyczna całego układu jest wtedy obliczana ze wzoru Dunkerleva w postaci [169]:

$$1/\omega_{kr}^2 = 1/\omega_{kr1}^2 + 1/\omega_{kr2}^2 + 1/\omega_{kr3}^2 + \ldots + 1/\omega_{krm}^2 \qquad (3.4)$$

Naprężenia powstające w wyniku drgań rezonansowych mogą doprowadzić do uszkodzeń zmęczeniowych. Prędkość kątowa, przy której występuje rezonans, nosi nazwę prędkości krytycznej (ω_{kr2}^2), którą można wyrazić wzorem [73,169, 260]:

$$\omega_{kr2} = (g/l)^{1/2} \tag{3.5}$$

co w praktyce inżynierskiej można wyrazić zależnością:

$$n_{kr} \approx 300 \cdot (1/f) \text{ [obr/min]} \tag{3.6}$$

gdzie:

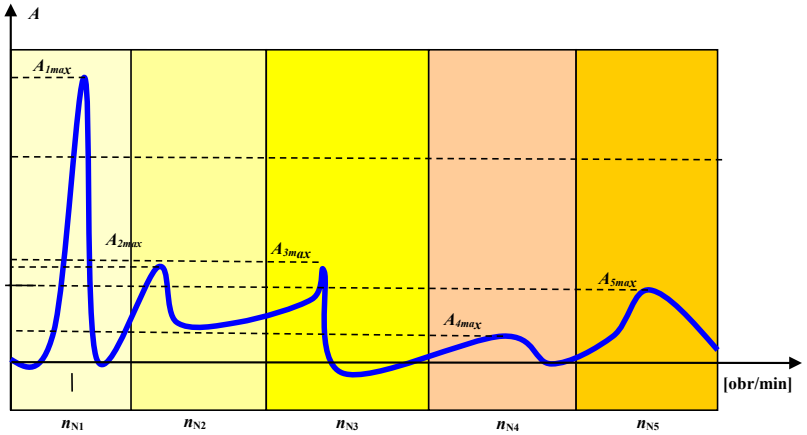
f – statyczna wartość strzałki ugięcia osi symetrii elementu [cm], g – przyspieszenie ziemskie.

Należy wyraźnie podkreślić, że wały nie powinny pracować z tą prędkością obrotową. Orientacyjne dopuszczalne wartości strzałki ugięcia wynoszą [253]:

- wały maszynowe $f_{dop} = (0{,}0002 \div 0{,}0003)\ l$,
- wały przekładni zębatej $f_{dop} = (0{,}005 \div 0{,}01)\ m_u$,

gdzie:

l – odległość między sąsiednimi podporami, m_u – moduł zazębienia.



Rys. 5.40. Lokalne zjawiska rezonansowe obserwowane dla prędkości obrotowej po wyłączeniu źródła energii z zaznaczonymi pasmami prędkości znamionowych $\{n_{N1}, n_{N2}, n_{N3}, n_{N4}, n_{N5}\}$ na zobrazowaniu analizy Fouriera przykładowego przebiegu $A = f(n)$

Projekt koncepcyjny testerów do diagnozowania stanu technicznego przetwornic lotniczych

Ze względu na znaczną liczbę przetwornic elektromaszynowych w samolotach lotnictwa Sił Zbrojnych RP i na okrętach Marynarki Wojennej, ich starzenie eksploatacyjne, coraz większą intensywność uszkodzeń oraz oszczędności ekonomiczne zasadne jest opracowanie systemu diagnozowania przetwornic opartego na niewielkich testerach [112, 115, 117]. Umożliwiłby on eksploatację przetwornic elektromaszynowych według stanu technicznego. Proponowany system dia-

gnostyczny o roboczym oznaczeniu SD-PTE, w tym elektroniczny tester przetwornic elektromaszynowych oznaczony symbolem ETP oraz baza danych do zbierania i ewidencjonowania danych BD-PTE, umożliwi automatyzację procesu diagnostycznego, zapewniającą prawidłową eksploatację lotniczych przetwornic elektromaszynowych, ograniczając jednocześnie udział personelu obsługi do jednorazowego naciśnięcia przycisku „Start" i wprowadzenia numeru fabrycznego obiektu badań. Tester będzie wykorzystywał wszystkie metody diagnostyczne stosowane dotychczas w czasie badań statków powietrznych, zarówno klasyczne (tj. pomiar parametrów jakości energii elektrycznej ujętych w Normach Obronnych), jak i dyskretno-częstotliwościowe (FAM-C i FDM-A). W ramach przygotowań wykonano i sprawdzono w działaniu układy pomiarowe, które umożliwiały pomiar metodami FAM-C i FDM-A podczas dobiegu przetwornic elektromaszynowych [112, 115, 117]. Wykorzystana byłaby cecha odwracalności silnika prądu stałego – przejście z pracy silnikowej na prądnicową. Pomiar diagnostyczny byłby więc realizowany metodą FDM-A [6], bazującą na analizie dynamiki częstotliwości składowej pulsacji [18, 20÷22]. W tym celu w momencie wyłączenia zasilania przetwornicy zasilone musiałoby być uzwojenie wzbudzenia silnika. Mierzone byłyby takie parametry, jak:

a) całkowity czas do zatrzymania wirnika (świadczący o ogólnej zdatności łożysk);
b) zmiany wysokości zbiorów charakterystycznych.

Analiza parametrów poszczególnych składowych pulsacji testera diagnozującego przetwornice elektromaszynowe umożliwiłaby stwierdzanie i ewentualną lokalizację takich uszkodzeń, jak:

- zwarcie w uzwojeniach,
- przerwa w uzwojeniach,
- zużycie łożysk tocznych.

Tester umożliwi wskazanie stopnia zużycia poszczególnych podzespołów przetwornicy zamontowanej na pokładzie statku powietrznego. W bazie danych BD-PTE będzie możliwe ewidencjonowanie danych przyporządkowanych do poszczególnych przetwornic i statków powietrznych. Równocześnie będzie się tu odbywała obróbka statystyczna danych. Możliwe będzie także śledzenie zużycia poszczególnych podzespołów w funkcji czasu nalotu, a także będą przedstawiane zbiorcze wykazy stanu technicznego przetwornic na wszystkich statkach powietrznych danej eskadry lotniczej. Umożliwi to przejście z dotychczasowego systemu eksploatacji przetwornic wg resursu na eksploatację według stanu technicznego, co przyniesie wymierne efekty ekonomiczne. Znaczna liczba przetwornic poddawana dotychczas remontowi kalendarzowemu będzie mogła być eksploatowana dłużej bez remontu.

6

BADANIA PROCESÓW TRIBOLOGICZNYCH ŁOŻYSK TOCZNYCH METODAMI FAM-C I FDM-A

6.1. Podstawowe modele zużywania się łożysk silników jednowałowych na bazie badań empirycznych z uwzględnieniem ich monitorowania metodami FAM-C i FDM-A

Niektóre wycinkowe aspekty modeli zużyciowych zostały częściowo omówione w podrozdziale 3.2, gdzie przedstawiono związki pomiędzy wadami par kinematycznych ze zobrazowaniami w metodach FAM-C i FDM-A. Zależności tam ujęte są w dużej części elementami niezbędnymi do zrozumienia niniejszego rozdziału, w którym spojrzenie na węzeł łożyskowy jest znacznie szersze – uwzględniono tu nie tylko procesy tarcia w samym łożysku, ale również geometrię całego silnika i jego licznych podzespołów. Dlatego też autor zaproponował dla tych zagadnień robocze określenie „kompleksowe modele zużycia tribologicznego".

W pracach dotyczących obserwacji (przy pomocy metod FAM-C i FDM-A) procesów tribologicznych węzłów łożyskowych silników SO-3/3W samolotów TS-11 Iskra, autor wyodrębnił cztery rodzaje sposobu zużywania się łożysk tocznych [114, 136]:

1) model zwiększonych oporów biernych,
2) model zaciśniętych elementów tocznych pomiędzy bieżniami,

3) model zwiększonych luzów promieniowych z uwzględnieniem aspektu rezonansowego,
4) model „zwiększonych luzów podłużnych".

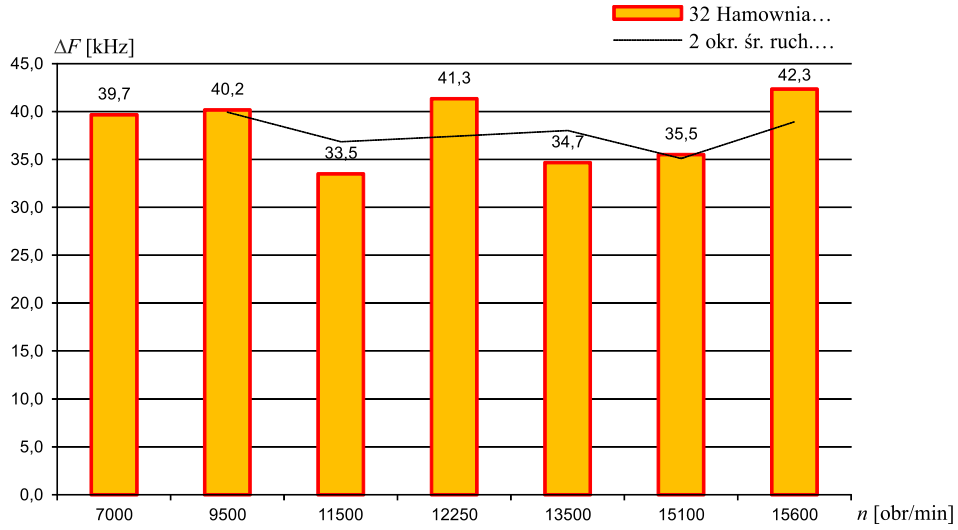
Podział ten został dokonany przez autora na bazie materiałów z pomiarów lotniskowych na obiektach rzeczywistych w celu ułatwiania wypracowania decyzji diagnostycznej co do ich dalszej eksploatacji. Autor zdał sobie bowiem sprawę, że do wydania takiej decyzji nie wystarczy porównanie poszczególnych parametrów pomiarowych otrzymanych z FAM-C i FDM-A z ich wartościami granicznymi [129], gdyż proste związki (rozdział 3 niniejszego opracowania) wchodzą w dosyć skomplikowane korelacje w realnym silniku turbinowym. Korelacje te będą omówione szczegółowo w następnych podrozdziałach. Zdaniem autora podział ten zdał egzamin – odsunięte na wniosek autora silniki miały znaczne zużycie węzłów łożyskowych, co więcej – w większości zgodne z przewidywaniami autora przedstawionymi w raportach z badań sporządzanych w chwili odsuwania silnika od eksploatacji, czyli na długo przed jego demontażem [114, 136, 266].

6.1.1. Model zwiększonych oporów biernych

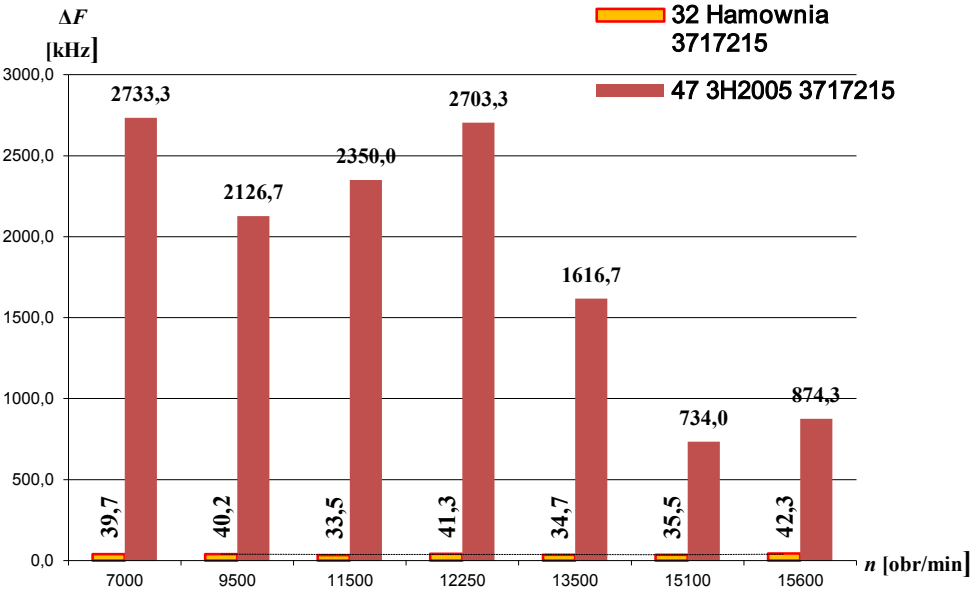
Dla modelu zwiększonych oporów biernych wiodącym zjawiskiem są opory tarcia, zaś głównym parametrem, przy zastosowaniu metody FDM-A, wysokość zbiorów charakterystycznych. Gdy wysokość ich rośnie, to oznacza, że zwiększają się opory łączne (rys. 6.1 i 6.2) [129, 266]. Wysokości zbiorów charakterystycznych zwiększają się zwykle wprost proporcjonalnie do czasu eksploatacji silnika, ogólnie rzecz biorąc dla wszystkich wartości znamionowych prędkości kątowych (w przypadku TS-11 Iskra wyznaczono siedem takich prędkości) silnika. Wzrost może być tak intensywny jak przedstawiony na rys. 6.1 i 6.2, ukazujących wysokości zbiorów charakterystycznych łożyska środkowego (dla siedmiu znamionowych prędkości silnika) po 30 h eksploatacji od remontu.

Przebieg eksperymentu zwiększania oporów biernych w hamowni ITWL

W celu określenia granicznego poziomu oporów łącznych łożyska, niezbędnego do zachowania odpowiedniego zapasu bezpieczeństwa diagnozowanych silników, przeprowadzono w hamowni ITWL eksperyment kontrolowanego zacierania łożyska środkowej podpory na dwóch silnikach [266]. Badanie przeprowadzono na dwóch silnikach turboodrzutowych:
1) o bardzo małych luzach,
2) o średnich luzach.



Rys. 6.1. Wysokość zbioru charakterystycznego (dla siedmiu znamionowych prędkości silnika) łożyska środkowego silnika nr 215 w czasie badania FDM-A po remoncie



Rys. 6.2. Wysokość zbioru charakterystycznego (dla siedmiu znamionowych prędkości silnika) łożyska środkowego silnika nr 215 wg FDM-A po 30 h eksploatacji (od prac remontowych): „32 hamownia" – po remoncie w hamowni zakładu remontowego, „47 3H2005" – w czasie eksploatacji po zabudowie na samolot po 30 h eksploatacji

Oba silniki były poddane jednakowemu okresowi magazynowania bez konserwacji (około dwóch lat), co spowodowało znaczące procesy korozyjne. Do obu silników wsypywano proszek ścierny – drobnoziarnisty granulat stalowo-srebrny otrzymany z procesu frezowania powierzchni koszyka łożyskowego. Silnik o bardzo małych luzach pomimo analogicznego wsypywania proszku ściernego nie wykazywał oznak destrukcji – po 6 h próbę przerwano ze względów ekonomicznych. Stwierdzono, że silnik o średnich luzach uległ w ciągu kilku godzin pracy (około 3 h) uszkodzeniu – nastąpiło blokowanie niektórych elementów tocznych, które z tarcia tocznego przeszły na tarcie ślizgowe. Następnie nastąpił znaczny wzrost temperatury w rejonie łożyska środkowej podpory, który doprowadził do uplastycznienia czopa. Podobnie jak w [172] **na początku próby** (pierwszy etap) wsypywanie proszku ściernego wywołało spadek wartości siły tarcia. Zgodnie z [172] proszek ścierny wywołuje usuwanie elementów korozji w łożysku, jak również usuwanie błonek powierzchniowych środków smarnych, jednakże na tym etapie błonki te mają możliwość szybkiego regenerowania. Prawdopodobnie bruzdowanie [56] powierzchni bieżni łożysk tocznych jeszcze nie poczyniło na tym etapie istotnych zmian utrudniających toczenie się po nich elementów tocznych. Również granulat proszku ściernego pod elementami tocznymi zmniejsza opory toczenia. Obserwacje wykonane metodą FAM-C wykazały zmniejszanie się wysokości zbiorów charakterystycznych.

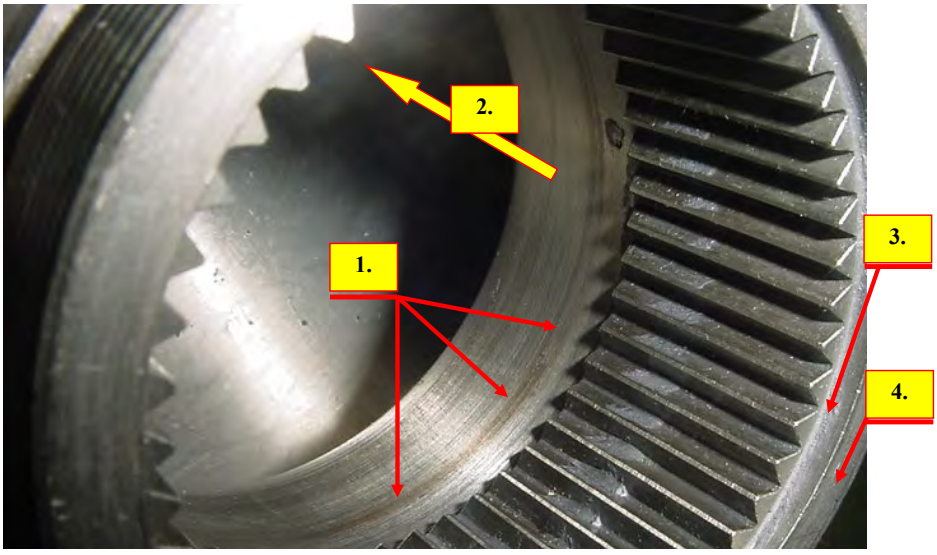
Następnie **w drugim etapie**, po pewnym czasie trwania procesu zwiększania poziomu zawartości opiłków metalicznych w oleju smarnym następowało już intensywne zwiększanie sił tarcia w łożyskach – powierzchnie pozbawione błonek tlenkowych ulegały adhezji [172, 266]. Na styku powierzchni koszyka łożyska z powierzchnią elementu tocznego tworzą się połączenia adhezyjne. Niektóre elementy toczne na tym etapie są więc trwale lub okresowo zablokowane – lokalnie zamiast ich toczenia się po bieżni odbywał się ich poślizg, czyli zamiast styku tocznego powstawał styk ślizgowy [266]. Oczywiście w miejscach takich styków występuje wzmożona dyssypacja energii – następuje wydzielanie się znacznie zwiększonej (w stosunku do tarcia tocznego) energii cieplnej. W drugim etapie tworzą się także połączenia adhezyjne pomiędzy elementem tocznym a bieżnią. Mogą one powodować tarcia skokowo-poślizgowe (ang. *stick-slip*) [269]. Powodują one intensywny wzrost drgań obwodowych zespołu wirnikowego silnika turbinowego.

Następnie **w trzecim etapie,** po pewnym czasie trwania procesu wsypywania, następowało zmniejszanie sił tarcia w łożyskach – średnio statystycznie liczba sczepień adhezyjnych spada – zmniejszają się wysokości zbiorów charakterystycznych. Prawdopodobnie na skutek wydatnego zwiększenia temperatury na powierzchni bieżni łożyskowych warstwa w obszarze styku przechodzi w stan ciekły, co wydatnie zmniejsza opory tarcia, pomimo że na tym etapie zużycia

większość elementów tocznych była zablokowana. Po dość krótkim czasie (około 30 min) temperatura czopa wzrosła tak wydatnie, że spowodowała jego skrośne uplastycznienie. Spowodowało to wtórnie przesunięcie geometrii mocowania zespołu wirnikowego na środkowej podporze i znaczne drgania silnika wywołane niewyważeniem zespołu wirnikowego.

Można wyróżnić także efekty skrajnego zużycia [129]:

a) termiczne: wzrost temperatury połączenia wielowypustowego wału turbiny z wałem sprężarki (rys. 6.3)[1], w dalszej eksploatacji uplastycznienie czopa łożyska tocznego środkowej podpory (rys. 3.42), rozłączenie obu części wału, spadek siły ciągu, wybudowanie turbiny, katastrofa lotnicza;
b) dotyczące geometrii silnika – narastanie niewyważenia zespołu wirnikowego na skutek trwałego odkształcania elementów związanych z geometrią łożyskowania zespołu wirnikowego silnika;
c) dotyczące geometrii toczenia w łożysku – zanikanie procesu toczenia – na niektórych elementach tocznych pojawiają się płaskie zeszlifowania powierzchni (rys. 6.4) świadczące o ustaniu ich toczenia.



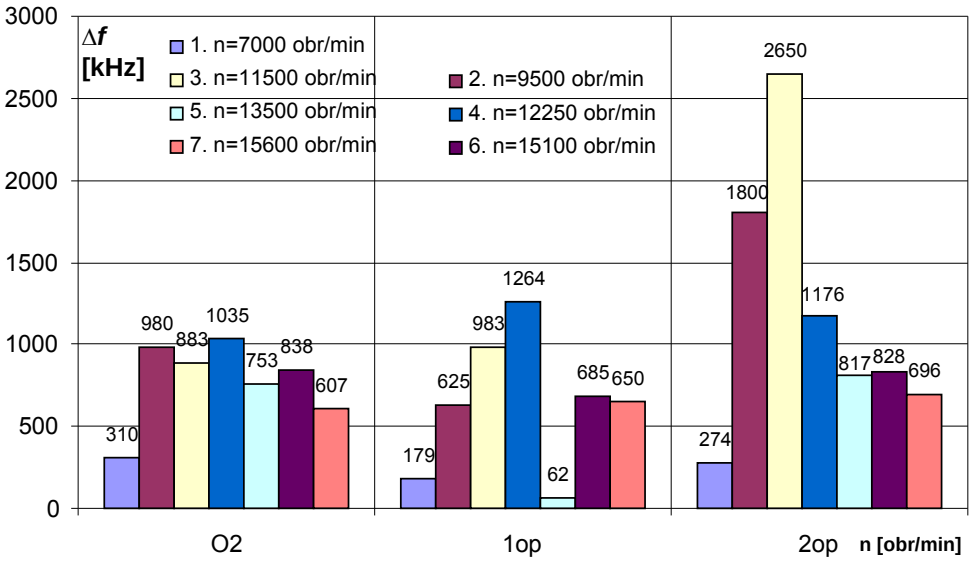
Rys. 6.3. Ślad przegrzewania się wnętrza czopa łożyska tocznego środkowej podpory silnika turboodrzutowego: 1 – pierścień przebarwienia (żółta barwa nalotowa), 2 – kierunek lotu, 3 – czop łożyska środkowego z wielowypustem wewnętrznym służącym do połączenia z wałem turbiny napędowej, 4 – bieżnia wewnętrzna łożyska

[1] Zdjęcie wraz z interpretacją uzyskano od mjr. mgr. inż. Alberta Ostrowskiego. Istnieje możliwość wczesnego wykrycia tego typu przebarwień poprzez przegląd boroskopowy, wykorzystując fakt, że wał silnika jest wewnątrz drążony.

Rys. 6.4. Łożysko toczne wałkowe po pracy w środowisku o podwyższonej zawartości opiłków w układzie smarowania

W przypadku skrajnie zanieczyszczonego łożyska, jak udowodniły badania kontrolowanego zwiększania opiłków w hamowni, zmienia się kształt obwiedni wysokości zbiorów charakterystycznych na diagramie $\Delta F = f(n)$. Powstaje względne zwiększenie wysokości zbioru charakterystycznego dla środkowych prędkości (dla silnika TS-11 Iskra $n = 11\,500$ obr/min). Autor nazwał ten kształt obwiedni rezonansowym (zob. definicję w części „Podstawowe określenia i oznaczenia"), gdyż przypomina charakterystykę elektrycznego układu rezonansowego. Wielkość względnej wysokości rośnie wprost proporcjonalnie wraz ze stopniem zanieczyszczenia łożyska tocznego (rys. 6.5).

Należy stwierdzić, że charakterystykę o kształcie „rezonansowym" uzyskuje się także po opadnięciu koszyka na bieżnię środkową (podrozdział 3.2.3). Tak więc uniwersalizując można powiedzieć, że rezonansowy kształt wysokości zbiorów charakterystycznych może świadczyć o nienaturalnym bezpośrednim kontakcie pomiędzy bieżniami łożyska tocznego.



Rys. 6.5. Zmiany wysokości zbiorów charakterystycznych DC łożyska tocznego środkowego i tylnego podczas kontrolowanego zacierania silnika turboodrzutowego: O2 – stan wyjściowy, 1op – etap I wsypywania proszku ściernego, 2op – etap II wsypywania proszku ściernego (wyższy stopień degradacji)

6.1.2. Model zaciśniętych elementów tocznych pomiędzy bieżniami

Dla tego modelu istotne są dwa zjawiska:

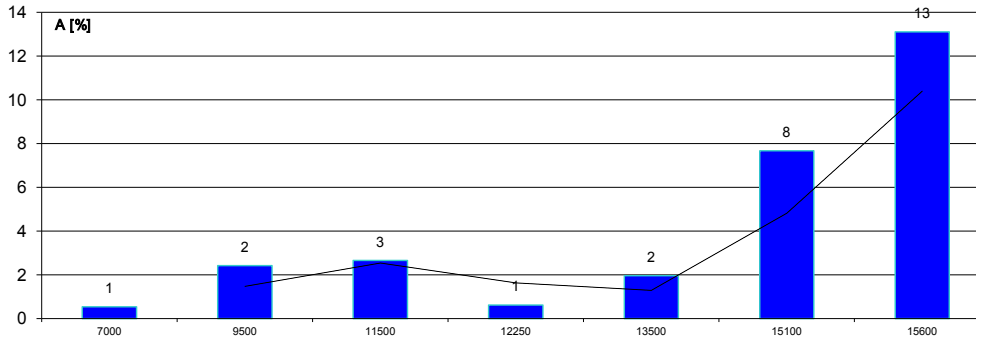
- siły adhezyjne (oddziaływanie dwóch powierzchni – elementu tocznego i bieżni oraz elementu tocznego i koszyka – tak blisko siebie położonych, że zachodzi powierzchniowe sczepianie struktur atomowych materiałów) [15, 291],
- nagrzewanie materiału zachodzące podczas występowania sił ściskających[2] [182, 268].

Metodą FAM-C można zaobserwować [118, 119, 129]:

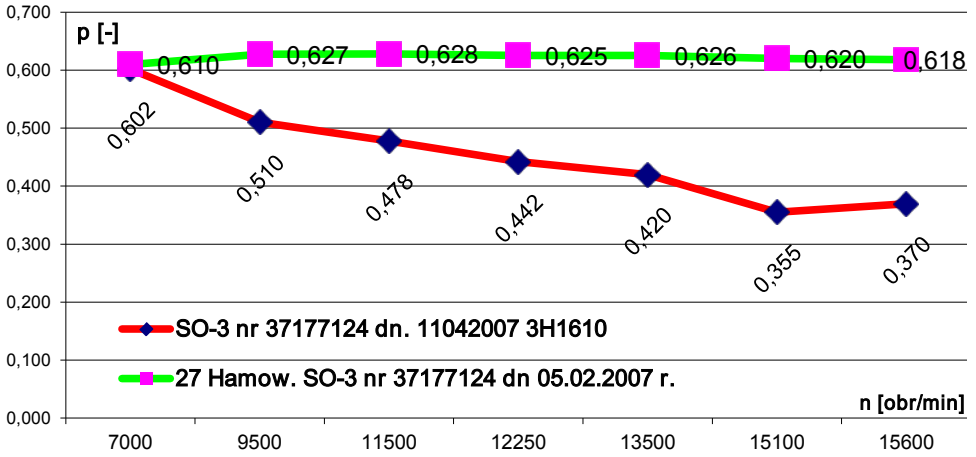
a) wysokość zbiorów charakterystycznych DC rośnie ze wzrostem kolejno zadawanych wartości znamionowych prędkości obrotowych (rys. 6.6),

[2] Zgodnie z [176], s. 87, „4.3. Tarcie w łożyskach tocznych. Genezą konstrukcji łożysk tocznych był powszechny pogląd, że straty tarcia przy toczeniu są nieporównywalnie mniejsze niż przy ślizganiu. Niemniej istnieją one i są spowodowane przez różnorodne niżej wymienione źródła …Przy toczeniu się sprężystych ciał pod wpływem momentu wywołanego siłą styczną „S" obszar wchodzący w styk jest ściskany, natomiast wychodzący odprężany. W rezultacie w części wlotowej powstaje wybrzuszenie materiału, na stronie zaś wylotowej jego niedostatek i naciski normalne obszaru styku przestają być symetryczne względem osi łączącej środki…".

b) współczynnik toczenia p_s zwiększa swoją wartość ze wzrostem prędkości obrotowej, po czym po destrukcyjnym „powiększeniu luzów" przyjmuje charakterystykę monotonicznie opadającą (rys. 6.7),
c) dla danej znamionowej prędkości obrotowej zwiększa się rozrzut współczynnika toczenia, który osiąga wartość $p_{smaxmax}/p_{sminmin} > 2$ (wzór 3.11).

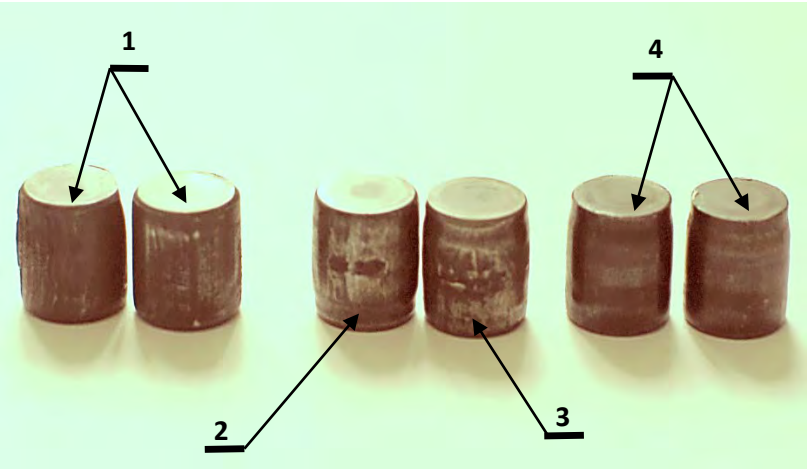


Rys. 6.6. Wysokość zbiorów charakterystycznych łożyska tocznego osadzonego na czopie ze zbyt dużym wciskiem, w funkcji prędkości obrotowej wału głównego



Rys. 6.7. Charakterystyka współczynnika toczenia dla łożyska tocznego osadzonego ze zbyt dużym wciskiem (kolor zielony – po remoncie i zbyt silnym zaciśnięciu łożysk) w zależności od prędkości obrotowej wału głównego na tle charakterystyki „normalnej" (kolor czerwony), uzyskanej po 13 h eksploatacji

Przekroczenie przez współczynnik nachylenia statycznego[3] poziomu 107%, zaś osiągnięcie przez współczynnik nachylenia dynamicznego wartości $p_{smaxmax}/p_{sminmin} \geq 3$Hz/Hz, świadczy o bardzo silnym, destrukcyjnie oddziałującym na trwałość węzła łożyskowego, zaciśnięciu elementów tocznych łożyska pomiędzy bieżniami. Osiągnięcie tego poziomu parametrów kwalifikuje łożysko toczne do wymiany. Długotrwała eksploatacja takiego łożyska może przynieść negatywne efekty w postaci nadmiernego zużycia ściernego, pittingu [167, 263], a nawet zmian plastycznych elementów tocznych (rys. 6.8).



Rys. 6.8. Porównanie różnorodności powierzchni elementów tocznych: 1 – ślady „frezowania" i sfalowania powierzchniowego, 2 – ślady pittingu, 3 – ślady frettingu, 4 – ślady stożkowego gładkiego zeszlifowania

6.1.3. Model zwiększonych luzów promieniowych

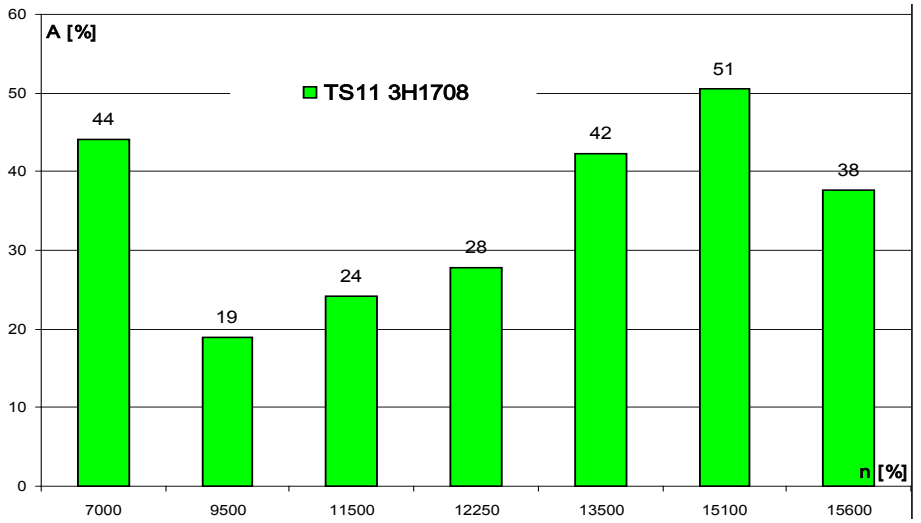
Dla tego modelu wiodącym parametrem są mechaniczne luzy promieniowe (głównie pomiędzy elementami tocznymi a bieżniami). Można zauważyć zależności [114, 123, 129, 136]:

– wysokość zbiorów charakterystycznych DC ulega zmniejszaniu[4] w czasie eksploatacji, przy czym zbiory poszczególnych łożysk niekie-

[3] Współczynnik nachylenia statycznego – iloraz uśrednionej wartości współczynnika toczenia dla maksymalnej prędkości znamionowej wału i uśrednionej wartości współczynnika toczenia dla minimalnej prędkości znamionowej wału – charakteryzuje oddziaływanie sił hydromechanicznych w łożysku tocznym.

[4] Uśredniona wartość wysokości zbiorów charakterystycznych ze wszystkich znamionowych prędkości obrotowych osiąga poziom poniżej 100 kHz.

dy rozpadają się na podzbiory (podrozdział 3.2.4, rys. 3.32) – zmniejszają się opory bierne,
- wartość pierwszej harmonicznej AC ulega zwiększeniu – zwiększają się wartości mimośrodu zawieszenia wału głównego silnika dla niższych prędkości znamionowych,
- wartość współczynnika toczenia p_s ulega zmniejszeniu poniżej wartości znamionowej p_{sN},
- wzrost wartości średniej dobroci zbiorów charakterystycznych DC (uśrednionej ze wszystkich prędkości znamionowych) $Q_{sr} > 11$, może być przyczyną odsunięcia silnika od lotów,
- charakterystyka wysokości zbiorów charakterystycznych w zależności od prędkości obrotowej przyjmuje kształt wannowy (rys. 6.9).



Rys. 6.9. Wysokość zbiorów charakterystycznych łożyska tocznego z rezonansem

Zwiększanie luzów promieniowych czyni łożysko bardziej podatne na efekty tzw. niedociążenia[5] łożyska tocznego [123, 129, 176]. Zwiększanie się luzów promieniowych sprzyja rezonansowi łożysk tocznych. Rezonans ten wy-

[5] [176], s. 84, „W wyniku siły odśrodkowej pogarsza się rozkład obciążeń na poszczególne części toczne, podobnie jak przy nadmiernym luzie łożyska. Zjawisko to jest szczególnie niebezpieczne w łożyskach lekko obciążonych, takich jak łożyska silników odrzutowych. W rezultacie zwiększania luzu kąt obciążenia Ψ_z maleje i tylko mała liczba części tocznych jest obciążona i napędzana przez pierścień wewnętrzny, natomiast wskutek siły odśrodkowej na zewnętrznej bieżni wszystkie części toczne są obciążane i wywołują opory ruchu, które w efekcie powodują poślizg zespołu koszyka w stosunku do pierścienia wewnętrznego…”.

stępuje tylko w ściśle określonym zakresie wartości luzu promieniowego. Siły generowane podczas rezonansu w znacznej części „zamykają się" w objętości łożyska. Powodują one systematyczną powolną destrukcję elementów wewnętrznych łożyska. Promieniowe systematyczne i zsynchronizowane z położeniem kątowym uderzenia elementów tocznych o bieżnię i okna koszyka powodują ubytki objętościowe materiału oraz wywołują siły udarowe [15, 73]. Za najbardziej niebezpieczny efekt długotrwałego oddziaływania sił rezonansowych na elementy łożyska należy uznać przerwanie (wyłamanie) elementów separacyjnych koszyka. Wówczas to powstają impulsowe siły hamujące pomiędzy bieżniami na skutek bezpośredniego oddziaływania elementów tocznych na siebie. To powoduje okresowe powstawanie sił blokujących (podrozdział 3.3.3) – metodą FAM-C można zaobserwować wówczas paczki impulsów szpilkowych (rys. 3.50). Liczba impulsów w paczce jest równa liczbie wyłamanych elementów tocznych [113, 114, 123, 129].

Dla modelu zwiększonych luzów promieniowych bez rezonansu ($Q < 10$) – następuje zwiększenie amplitudy drgań promieniowych czopa, a więc modulowanie prędkości kątowej i wzrost wartości momentu skręcającego. Zazwyczaj współczynniki toczenia przyjmują bardzo małe wartości, poniżej wartości znamionowej, zwłaszcza dla maksymalnej prędkości znamionowej silnika. Świadczy to o swobodnym przemieszczaniu się elementów tocznych pomiędzy bieżniami. Silnik samolotu TS-11 Iskra odsuwany jest od eksploatacji, jeżeli wartość $p_{s15600} \leq 0{,}16$ dla $n = n_{max}$ ($n_{max} = 15\,600$ obr/min). Równie istotnym parametrem jest wartość pierwszej harmonicznej AC – jeżeli dla silnika TS-11 wartość pierwszej harmonicznej (uśredniona dla wszystkich prędkości znamionowych) $h_o > 52{,}4$ Hz, silnik odsuwa się od dalszej eksploatacji z uwagi na nadmierne luzy promieniowe. Przy dużych luzach promieniowych występuje zjawisko niedociążenia dynamicznego. Polega ono na okresowym braku styku danego elementu tocznego z obydwiema bieżniami i ustaniu toczenia. Wówczas następuje zmniejszanie prędkości kątowej tego elementu tocznego. Jeżeli teraz samolot zaczyna wykonywać figury wyższego pilotażu, to na skutek sił precesji żyroskopowych (moment krętu wału silnika dąży do pokrycia się z momentem wymuszenia od sił aerodynamicznych sterów) powoduje silne dociśnięcie obu bieżni, co zmusza element toczny do szybkiego zwiększenia prędkości kątowej aż do prędkości znamionowej. Ponieważ element toczny ma pewien moment bezwładności, występuje poślizg pomiędzy nim a bieżnią, powiązany często z ubytkiem materiałowym na powierzchniach stykających się podzespołów. Jest to przyczyna, dla której silniki o zwiększonych luzach promieniowych w łożyskach tocznych nie powinny być montowane na samolotach przeznaczonych do akrobacji.

Metody FAM-C i FDM-A umożliwiają stosunkowo łatwe rozpoznawanie rezonansów i określanie stopnia destrukcji łożyska. Najważniejszym parametrem

jest wartość dobroci Q. Jest ona w prosty sposób wyznaczana dla każdego łożyska z wartości granicznych jego zbioru charakterystycznego. Różni autorzy prac z tej dziedziny [31, 39, 40, 176, 207] sugerują, że należy odsuwać od eksploatacji łożyska, które osiągnęły $Q = 10$. Z doświadczeń autora wynika natomiast, że krótkotrwałe (rzędu kilku godzin eksploatacji) przekroczenie tego poziomu nie powoduje widocznych uszkodzeń. Dłuższy czas eksploatacji (powyżej 40 h) przy $Q \geq 10$ może powodować już mierzalne początki destrukcji:

- uszkodzenia bieżni zewnętrznej łożyska w postaci tzw. fałszywych odcisków Brinella [95, 98, 114, 118, 126],
- wyłamania elementów separujących koszyka łożyska [114, 136],
- pęknięcie (przełamanie) pierścieni koszyka.

Pierwszy przypadek jest obserwowany metodą FDM-A i charakteryzuje się systematycznym wzrostem dobroci zbiorów charakterystycznych nawet do poziomu $Q = 25$. Drugi obserwuje się metodą FAM-C – pojawiają się paczki impulsów szpilkowych na przebiegu $f_i = f(t)$. Paczki te są generowane co 1 obrót czopa łożyska. Pojawienie się takich paczek impulsów jest sygnałem do natychmiastowego wycofania łożyska tocznego z eksploatacji.

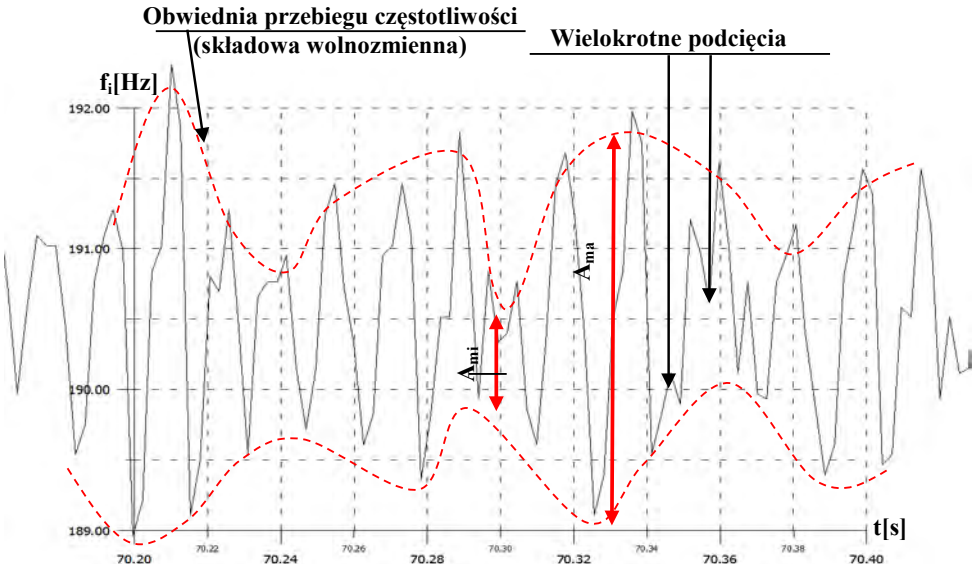
6.1.4. Model zwiększonych luzów podłużnych

Istotnym zjawiskiem w tym modelu są wielowektorowe przemieszczenia geometryczne podzespołów silnika w ramach zwiększonych luzów podłużnych i poprzecznych. Dotyczy to nie tylko podpór łożyskowych silnika, ale także m.in. obu części wału głównego. Można wówczas zaobserwować [122, 136]:

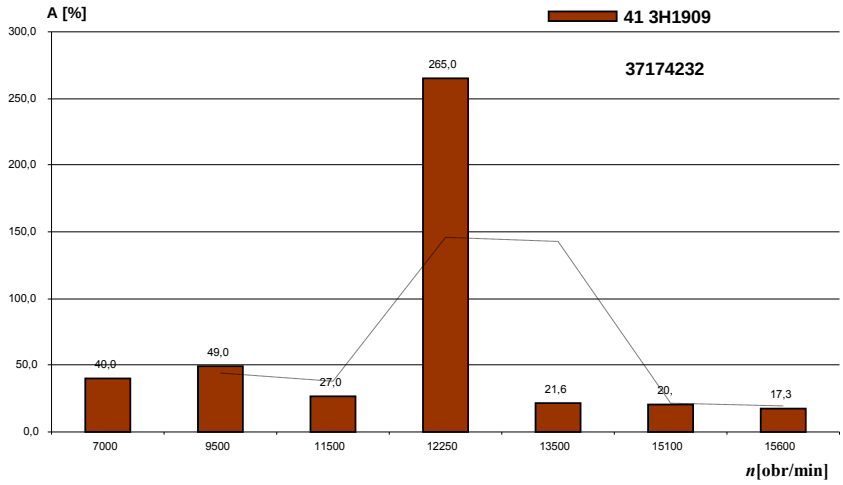
a) przebieg częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$ w kanale AC ma podcięcia[6] na zboczach przebiegu (rys. 6.10),
b) przebieg funkcji $f_i = f(t)$ w kanale AC ma znaczną głębokość modulacji amplitudy ($p > 30$ %), rys. 6.10,
c) wartość wysokości zbioru charakterystycznego AC o częstotliwości pierwszej podharmonicznej jest znacznie większa niż w innych modelach zużyciowych, co świadczy o znacznych przekoszeniach wału sprężarki względem wału turbiny silnika (podrozdział 3.1.4),
d) charakterystyka wysokości zbiorów charakterystycznych DC w funkcji wartości znamionowej prędkości obrotowej (przy zaawansowanym zużyciu) ma kształt „rezonansowy", tj. obserwuje się wypiętrzenie wysokości zbiorów charakterystycznych dla średnich prędkości obrotowych (rys. 6.11),

[6] Typowy przebieg ma kształt quasi-sinusoidalny.

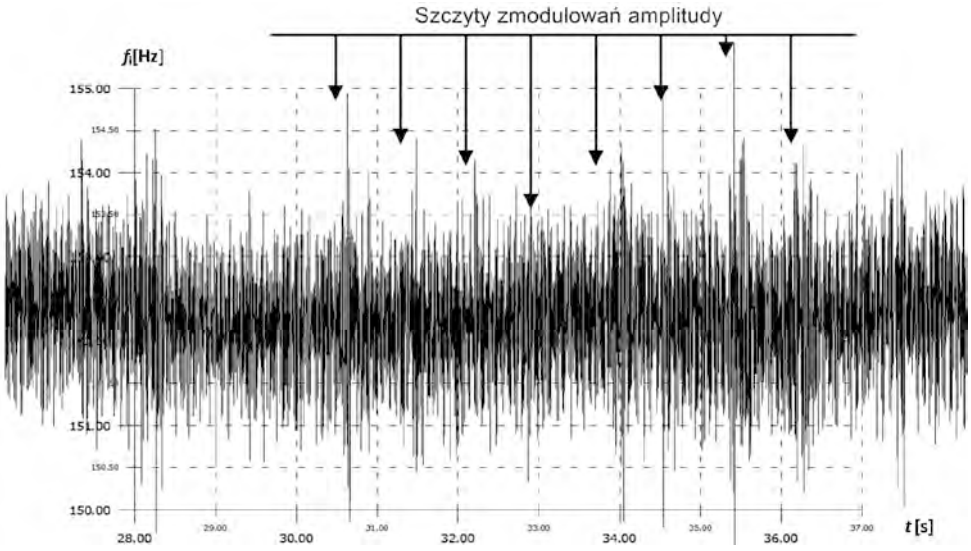
e) składowa wolnozmienna $f_i = f(t)$ (po zwiększeniu czasu na osi 0-x w stosunku do przebiegu z rys. 6.10) ma charakter oscylacyjny (rys. 6.12).



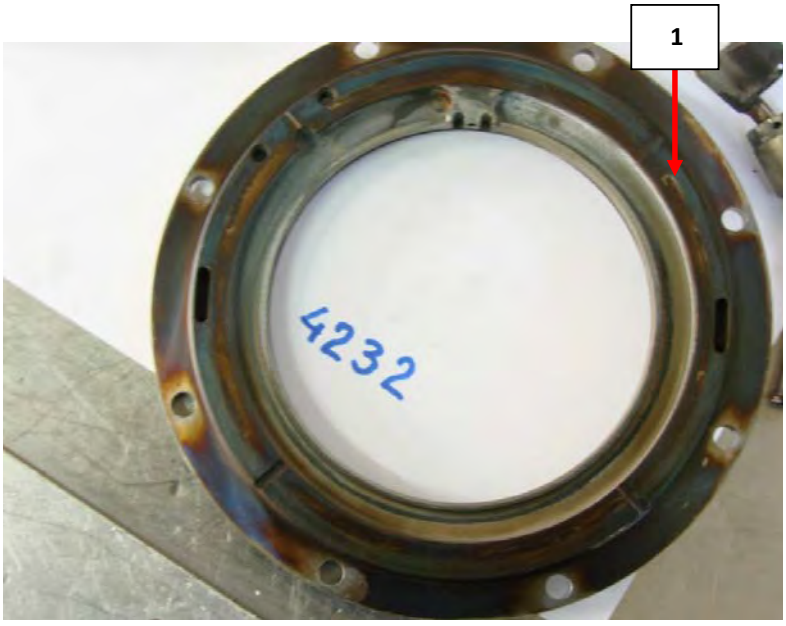
Rys. 6.10. Przebieg $f_i = f(t)$ – metoda FAM-C – widoczna składowa szybkozmienna quasi-sinusoidalna z wielokrotnymi podcięciami zmodulowana amplitudowo przez składową wolnozmienną



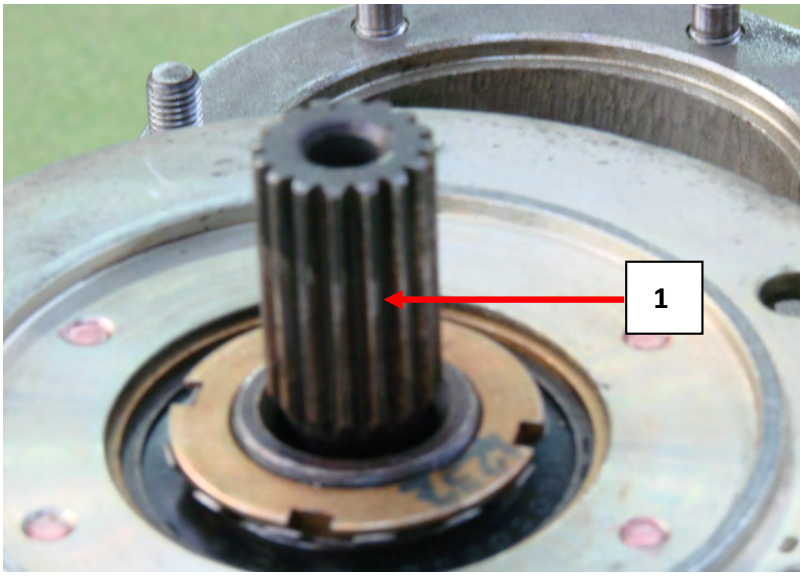
Rys. 6.11. „Rezonansowy" kształt obwiedni wysokości zbiorów charakterystycznych kanału AC (metoda FAM-C) łożyska środkowego o zwiększonych luzach podłużnych



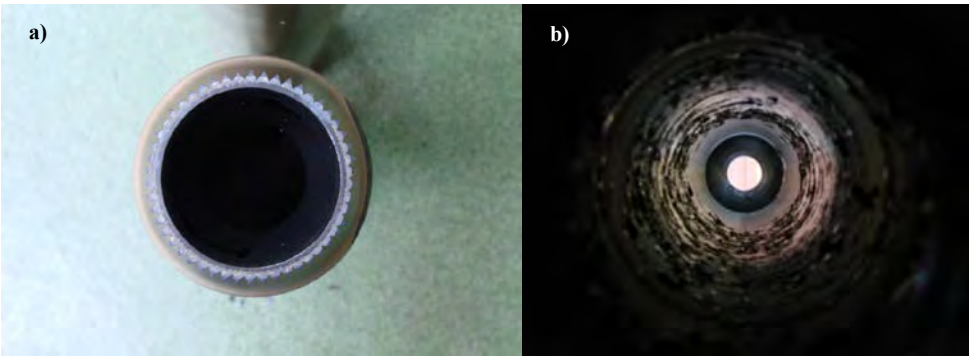
Rys. 6.12. Przebieg $f_i = f(t)$ – widoczna składowa wolnozmienna (obwiednia) o znacznej wartości modulacji amplitudy (p>30%)



Rys. 6.13. Pokrywa łożyska tocznego środkowej podpory silnika SO-3 nr 232 ze śladami uderzeń mechanicznych: 1 – ślad uderzenia od siły podłużnej



Rys. 6.14. Wałek napędowy prądnicy GSR-ST-6000A z silnika SO-3 z beczułkowatymi ubytkami na płaszczyźnie przyporu zębów wielowypustów, charakterystycznymi dla przekoszenia: 1 – ślad ubytków materiałowych na wielowypustach wałka napędowego



Rys. 6.15. Wnętrze wału turbiny silnika SO-3 z wadą zwiększonych luzów podłużnych środkowej podpory: a) widok ogólny, b) powiększenie – widoczne osady łuszczącej się sadzy

Jeżeli tego typu parametry występują długotrwale, to może dojść do silnych uderzeń pierścienia łożyskowego o pokrywę łożyska (rys. 6.13). Zazwyczaj nadmierne wyluzowania podłużne i poprzeczne obejmują wszystkie elementy ruchome silnika, w tym turbinę silnika odrzutowego. Może wówczas dojść do ocierania końcówek łopatek turbiny o dyfuzor wylotowy. Może także dojść do odkrę-

cenia się nakrętki łączącej wał turbiny z wałem sprężarki. Na wielowypustach układu transmisji oraz na wielowypustach agregatów mogą też powstawać beczułkowate ślady zużycia ściernego, charakterystyczne dla zużycia tribologicznego połączenia wielowypustowego z wadą przekoszenia (rys. 6.14). Wnętrze wału (drążonego) turbiny ma kolor czarny (rys. 6.15), widoczne są osady czarnej sadzy, inne tego typu wały mają kolor żółty. Najprawdopodobniej podczas silnych, dynamicznych przekoszeń ulega częściowemu uszkodzeniu system uszczelnień labiryntowych. Spowodowało to dostanie się do wnętrza wału oleju smarnego, który uległ odparowaniu i utworzył czarny nagar.

6.1.5. Podsumowanie rezultatów badań zużycia tribologicznego łożysk tocznych – możliwości oceny bieżącego stanu technicznego

W niniejszym rozdziale zaprezentowane zostały wyniki badań autora nad procesami tribologicznymi zachodzącymi w łożyskach tocznych silnika turboodrzutowego jednowałowego. Badania przeprowadzono metodami FAM-C i FDM-A, uzupełniając je wynikami pomiarów mechanicznych. Przedstawione zagadnienia są kontynuacją rozważań zawartych w podrozdziale 3.2, gdzie rozpatrywano odzwierciedlenie poszczególnych szerokopasmowych wad mechanicznych pojedynczych łożysk tocznych w zobrazowaniach FAM-C i FDM-A. Wady tych łożysk, zarówno montażowe, jak i zużyciowe, rozpatrywano indywidualnie, przyporządkowując im wartości 27 parametrów metrycznych. Wartości tych parametrów obliczono zgodnie z wcześniej opracowanymi algorytmami, ze zobrazowań: $\Delta F = f(fp)$ oraz $f_i = f(t)$. W niniejszym rozdziale wykorzystano te odzwierciedlenia oparte na ścisłych parametrach metrycznych (otrzymanych z pomiaru FAM-C i FD-A) do utworzenia czterech kompleksowych modeli zużycia tribologicznego łożysk tocznych. Każdy z tych modeli został opisany przez odpowiadający mu algorytm uwzględniający 27 parametrów elementarnych. Każdy ma swoje specyficzne charakterystyki zmian parametrów elementarnych w funkcji prędkości znamionowej wału głównego silnika i inny zestaw korelacyjny (złożony zwykle z kilku parametrów elementarnych oraz z opisów kształtów charakterystyki zmian parametrów elementarnych w funkcji prędkości obrotowej oraz w funkcji czasu eksploatacji) służący do jego rozpoznania. Każdy z tych modeli ma inny parametr elementarny lub grupę parametrów wiodących. Wreszcie każdy z takich modeli ma swoje wzorce negatywne w postaci silników, które uległy awarii. Są one zabezpieczone przed ingerencją osób trzecich i mogą być w każdej chwili poddane dodatkowej weryfikacji poprzez pomiary mechaniczne, ewentualnie po zmontowaniu poddane dodatkowym badaniom na hamowni, celem oceny zasobu pracy tych modeli. W ten sposób możliwa jest korekta parametrów za-

równo elementarnych, jak i kompleksowych celem wydłużenia lub skrócenia eksploatacji silników aktualnie monitorowanych metodami FAM-C i FDM-A.

Zróżnicowanie zjawisk tribologicznych dla przedstawionych modeli zużycia jest znaczne. Ciekawe są także efekty skrajnego zużycia podzespołów podpór łożyskowych dla poszczególnych modeli zużycia tribologicznego:

1) Dla modelu zwiększonych oporów biernych – wzrost temperatury czopa do poziomu uplastycznienia – obniżenie jego wytrzymałości i ukręcenie – szybkie narastanie niewyważenia zespołu wirnikowego i w końcu ukręcenie czopa – rozłączenie obu części wału, spadek siły ciągu, wybudowanie (przesunięcie wału turbiny wraz z turbiną w kierunku wektora ciągu – możliwe po rozerwaniu połączenia obu wałów) turbiny, katastrofa lotnicza.
2) Dla modelu zaciśniętych elementów tocznych – niekontrolowane odkształcenia plastyczne elementów tocznych, wyrywanie powierzchni bieżni, wzmożone wibracje płatowca.
3) Dla modelu zwiększonych luzów promieniowych z długotrwałym rezonansem węzła łożyskowego (przy Q >11 przez Θ > 58 h) – wyłamanie elementów separujących koszyka, punktowe odciski (fałszywe odciski Brinella) na bieżni, pęknięcie obwodu koszyka, dynamiczne blokowanie ruchu obrotowego, wyrywanie obwodowe pierścienia zewnętrznego z gniazda lub połączenia wciskowego pierścienia wewnętrznego z czopem.
4) Dla modelu nadmiernych luzów podłużnych – beczułkowate zużycie wielowypustów (efekt silnych przekoszeń), mogące zakończyć się rozłączeniem transmisji, ślady silnych uderzeń podłużnych pierścieni łożyskowych w pokrywy łożyskowe, rozłączenie obu części wału (wału sprężarki z wałem turbiny).

Podczas długotrwałych obserwacji diagnostycznych poszczególnych silników turboodrzutowych jednowałowych przeprowadzonych metodą FAM-C okazało się [114, 136], że z czasem jeden model zużycia tribologicznego może przechodzić w inny. Temu zjawisku poświęcono następny podrozdział.

6.2. Długookresowe procesy zużywania tribologicznego i ich monitorowanie metodami FAM-C i FDM-A

W czasie długotrwałych badań danego silnika metodami FAM-C i FDM-A systematycznie prowadzono prognozy na dalszy okres eksploatacji [114, 136]. Do analiz były brane krzywe trendu otrzymane w czasie kolejnych, okresowych badań danego silnika. Często było tak, że silnik z węzłem łożyskowym spełniającym kryteria modelu nadmiernych oporów biernych miał osiągnąć prognozowaną wartość graniczną wysokości zbiorów charakterystycznych w ciągu czasu

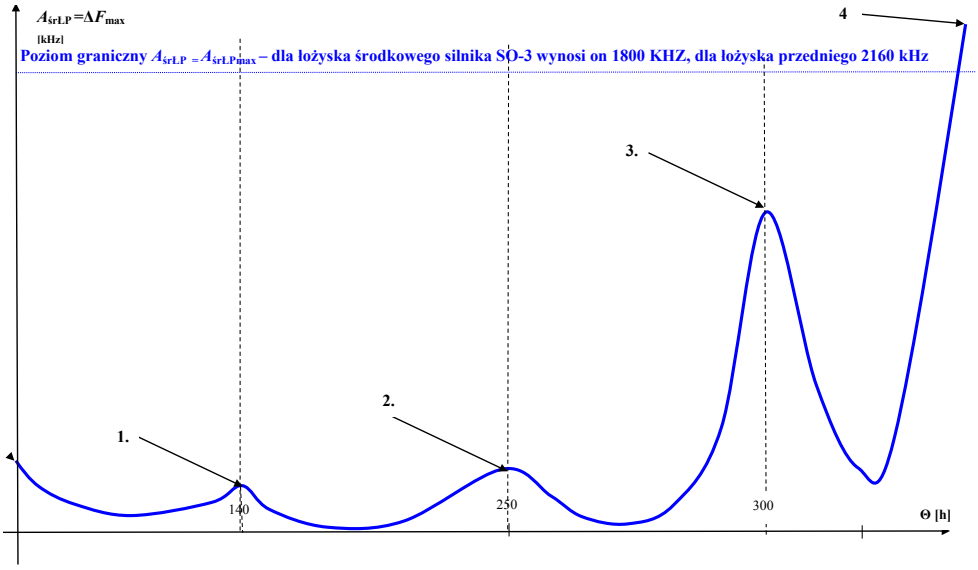
eksploatacji $\Delta\Theta_1$. Tymczasem przed upływem tego czasu nastąpiło „samooczyszczenie" łożyska z produktów zużycia. Objawiało się to w postaci intensywnego zmniejszania się wysokości zbiorów charakterystycznych kanału pomiarowego DC. Proces ten można wytłumaczyć tym, że wzrastające stężenie produktów ścierania pomiędzy elementami łożyska początkowo powodowało wzrost oporów biernych. Jednocześnie systematycznie zwiększały się luzy. Kiedy wartość luzów przekroczyła średnio statystyczną wartość średnicy elementów (drobin) produktów ścierania, wydostały się one z łożyska wypłukiwane strumieniem oleju chłodzącego smarującego wnętrze podpór łożyskowych. Po samooczyszczeniu zaobserwowano znaczny wzrost dobroci zbiorów charakterystycznych DC. Tak więc węzeł łożyskowy spełniający wcześniej kryteria modelu zwiększonych oporów biernych spełniał później (po samooczyszczeniu i po zwiększeniu luzów promieniowych) kryteria modelu rezonansowego. Takie zjawiska można obserwować przy długotrwałej eksploatacji, gdy $\Theta > 50$ h lotu. Zmiany jednego modelu tribologicznego w inny są na tyle interesujące, że postanowiono poświęcić im niniejszy rozdział.

Z obserwacji wynika, że wiele podpór łożyskowych systematycznie zwiększających wysokość swoich zbiorów charakterystycznych po kilkudziesięciu godzinach eksploatacji zmienia swoje właściwości – wysokość zbiorów, początkowo monotonicznie narastająca, wprost proporcjonalnie do godzin pracy silnika, w pewnym momencie czasu eksploatacji Θ zaczyna intensywnie się zmniejszać. Jednocześnie charakterystyka wysokości zbiorów charakterystycznych w zależności od wartości znamionowej prędkości obrotowej wału głównego zmienia swój kształt: z rezonansowego (dominującego w I etapie) na wannowy (dominujący w II etapie). Taka zmiana kształtu może świadczyć o przekształceniu modelu zużycia tribologicznego łożyska tocznego z modelu zwiększonych oporów biernych w strukturę typową dla modelu rezonansowego (o zwiększonych luzach promieniowych). Równocześnie narasta wartość dobroci takiego łożyska. Jeżeli wartość luzu jest optymalna dla zjawiska rezonansu [123, 129], to wartość dobroci przyjmuje wartości maksymalnie duże. Średnia wszystkich wartości dobroci może dochodzić do poziomu $Q = 14$. (Poziomy dobroci dla poszczególnych prędkości obrotowych osiągają jeszcze większe wartości). W czasie eksploatacji międzyremontowej silnika występuje kilka takich przemian – można je przedstawić w postaci wykresów (rys. 6.16 i 6.17). Na rys. 6.16 przedstawiono zmiany wysokości zbiorów charakterystycznych kanału pomiarowego prądu stałego (metoda FDM-A). Wysokości tych zbiorów odzwierciedlają wartość łącznych oporów podpór łożyskowych silników SO-3/3W. Na podstawie danych z monitorowania silnika SO-3 [114, 136] metodą FDM-A wykonano wykresy wysokości zbiorów charakterystycznych A w funkcji czasu eksploatacji (godzin nalotu) Θ. Na rys. 6.16 można zaobserwować trzy lokalne maksima wysokości zbiorów cha-

rakterystycznych: pierwsze dla $\Theta \approx 140$ h, drugie dla $\Theta \approx 250$h i trzecie dla $\Theta \approx 300$ h. Co więcej, kolejne maksima wysokości zbiorów charakterystycznych danego łożyska tocznego mają coraz wyższą wartość:

– dla $\Theta \approx 250$ h $A_{LP} = 499$ kHz, $A_{ŚT} = 350$ kHz,
– dla $\Theta \approx 300$ h $A_{LP} = 1756{,}2$ kHz, $A_{ŚT} = 1472$ kHz.

Jednocześnie czas wystąpienia każdego kolejnego maksimum ulega skróceniu w stosunku do poprzedniego.



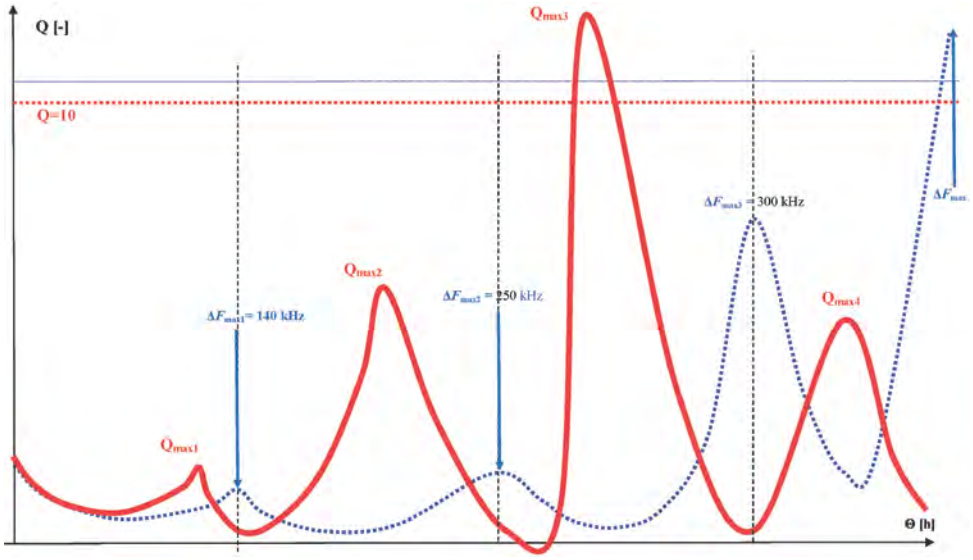
Rys. 6.16. Przebieg zmian wysokości zbiorów charakterystycznych DC łożyska tocznego w zależności od czasu eksploatacji $\Delta F_{max} = f(\Theta)$. 1÷4 – numer kolejnego maksimum wysokości zbiorów charakterystycznych.

Po długotrwałej (400÷600 h) obserwacji łożyska reprezentującego model zwiększonych oporów biernych autor stwierdził, że wartości kolejnych lokalnych ekstremów rosną w przybliżeniu w funkcji wykładniczej. Kiedy osiągnie wartość graniczną A_{gr}, łożysko musi być natychmiast wymienione. Czas pomiędzy kolejnymi ekstremami z kolei maleje w funkcji wykładniczej. Dokładne poznanie tych zależności umożliwi precyzyjne doprowadzenie eksploatowanego silnika do wartości granicznej bez ryzyka pogorszenia bezpieczeństwa lotów danego statku powietrznego.

Odmiennie zachowuje się łożysko reprezentujące model zwiększonych luzów promieniowych. Na rys. 6.17 przedstawiono zmianę wartości dobroci mechanicznej w funkcji czasu pracy (godzin nalotu). Tutaj także można zauważyć

kilka maksimów parametru głównego. Jednakże wartości tych maksimów tylko do pewnego czasu rosną wykładniczo – do osiągnięcia ekstremalnie wysokiej wartości $Q = Q_3$. Po osiągnięciu tej wartości, w czasie dalszej eksploatacji (wzrost Θ) kolejne maksima maleją wykładniczo. Wystąpienie ekstremalnie wysokiej wartości $Q = Q_3$ wiąże się z osiągnięciem przez łożysko optymalnej wartości luzów do tworzenia się stanów rezonansowych.

W celu optycznego zsynchronizowania przebiegu dobroci $Q = f(\Theta)$ (przedstawionego w postaci linii ciągłej) z przebiegiem wysokości zbiorów charakterystycznych $A_{ŁP} = f(\Theta)$ przedstawiono ten ostatni w postaci linii przerywanej na tym samym układzie współrzędnych prostokątnych w funkcji godzin pracy silnika Θ (rys. 6.17). Można zauważyć, że przebieg $Q = f(\Theta)$ jest niejako o 90° przesunięty względem $A_{ŁP} = f(\Theta)$. Tak więc kiedy zespół podpór łożyskowych uzyskuje dla przebiegu $A_{ŁP} = f(\Theta)$ maksimum, to dla $Q = f(\Theta)$ występuje minimum i na odwrót. Prawdopodobnie dla innych modeli zużyciowych występują podobne zjawiska zamiany parametrycznej – jeden model zużycia tribologicznego przekształca się w inny [114, 136].



Rys. 6.17. Przebieg zmian dobroci Q zbiorów charakterystycznych DC łożyska tocznego w zależności od czasu eksploatacji $Q = f(\Theta)$ (czerwona linia ciągła). Pomocniczo linią przerywaną przedstawiono zmiany wysokości zbiorów charakterystycznych DC, tj. $\Delta F_{max} = f(\Theta)$

Podsumowując, systematyczny wzrost poziomu wysokości zbiorów charakterystycznych kanału pomiarowego prądu stałego ($A_{ŁP} = f(\Theta)$, $A_{ŁŚT} = f(\Theta)$), obserwowany w pewnym okresie eksploatacji silnika, niekoniecznie musi świad-

czyć, że dane łożysko ulegnie zatarciu na skutek zwiększenia tarciowych oporów łącznych. Proces ten może ulec zahamowaniu w wyniku zmiany modelu zużyciowego (przekształcenia w inny model zużyciowy) – np. parametr wysokości zbiorów charakterystycznych (wiodący dla modelu tribologicznego zwiększonych oporów łącznych) może osiągnąć w pewnym momencie lokalne maksimum, a następnie zacznie się zmniejszać. Jednocześnie obserwuje się wzrost innego parametru, np. dobroci zbioru charakterystycznego Q (wiodącego dla modelu rezonansowego), który zazwyczaj osiąga maksimum w czasie eksploatacji, kiedy pierwszy parametr osiąga minimum.

Prawie regułą jest, że w czasie eksploatacji silnika model zwiększonych oporów biernych podpór łożyskowych przeistacza się w model o zwiększonych luzach promieniowych łożyska środkowego. Dla tego modelu zużycia wysokość zbiorów charakterystycznych jest niska, zaś parametrem wiodącym staje się wartość dobroci Q.

Tablica 14

Wartość parametrów dobroci i czasu eksploatacji silnika SO-3 z TS-11 Iskra

Nr testu ITWL	3	21	45	54	69	74	82	88
Nalot po remoncie głównym	189	219	234	247	253	259	283	295
Wartość średnia dobroci zbioru DC – zagrożenie rezonansowe	14	12,98	10,45	12,54	7,15	6,05	5,5	3,74
Iloczyn wartości przekroczenia wartości dopuszczalnej dobroci $Q_{ŁŚ}$ i czasu eksploatacji	90	29,7	-7,15	9,24	-23,1	-118,8	-66	-181,5

Okresowe lokalne maksima można zauważyć także w przebiegu zmian dobroci $Q = f(\Theta)$ – kolejne lokalne maksima najpierw są coraz wyższe, po czym od pewnego momentu kolejne maksima stają się coraz niższe. Czas eksploatacji Θ, przy której występuje ekstremalnie wysoka wartość dobroci Q, jest związany z osiągnięciem luzu promieniowego o optymalnej wartości dla wzbudzenia rezonansowego. Na podstawie literatury oraz weryfikacji mechanicznej podpór łożyskowych obserwowanych metodą FDM-A wartość dopuszczalną dobroci Q_{dop} ustalono na 11. Podczas monitorowania pewnego silnika SO-3 z TS-11 zaobserwowano jednak poziom $Q = 10{,}45 \div 14{,}00$ przez czas $\Delta\Theta = 247$ h-189 h = 58 h eksploatacji bez zewnętrznych symptomów awarii. Intuicyjnie nasuwa się tu odpowiedź, że konstrukcja uległaby uszkodzeniu po przekroczeniu nie tyle wartości dobroci Q, ile iloczynu dobroci (a właściwie wartości przekroczenia poziomu dopuszczalnego) i czasu eksploatacji $\Delta\Theta$. Dla tego silnika wartość takich sum

iteracyjnych wynosi 129. Czas trwania (58 h) przekroczenia dobroci podpory łożyskowej powyżej $Q_{dop} = 11$ oraz wartość sumy iteracyjnej iloczynów przekroczenia dobroci podpory łożyskowej powyżej Q_{dop} i przyrostów czasu eksploatacji $Q_{dop} \times \Delta\Theta = 129$ można uznać jako tymczasowe ograniczenia pracy łożyska w stanie ekstremalnie rezonansowym.

Dotychczas omówiono długookresowe procesy przeistaczania się modelu tribologicznego nr 1 (model tribologiczny zwiększonych oporów biernych) w model tribologiczny nr 3 (model tribologiczny zwiększonych luzów promieniowych). Intuicyjnie jednak można wstępnie założyć, że możliwe są podobne przemiany dla wszystkich typów modeli zużycia tribologicznego. Liczbę tych kombinacji można wyliczyć z dwumianu Newtona $\binom{4}{2}=6$. Tak więc pozostaje do udowodnienia istnienie przemian typów modeli tribologicznych: 1-2, 1-4, 2-3, 2-4, 3-4.

W czasie badań empirycznych zostały częściowo potwierdzone przypuszczenia, że podczas eksploatacji silników inne typy modeli zużycia tribologicznego węzłów łożyskowych łożysk tocznych również mogą się zmieniać. Przykładem może być inny silnik SO-3, w którym zachodziła zmiana modelu zaciśniętego łożyska w model o zwiększonych luzach promieniowych [114].

Pełne udokumentowanie tej i wszystkich pozostałych przemian wymaga głębszych analiz i dodatkowych badań. Należy przypomnieć, że okres eksploatacji między remontami silnika SO-3 wynosi $\Delta\Theta = 400$ h eksploatacji. Tymczasem autor ma możliwość testowania w ciągu 100÷200 h eksploatacji, co bardzo utrudnia analizę. Poza tym zapotrzebowanie na wykonanie serii pomiarów FAM-C i FDM-A przychodzi od użytkownika zazwyczaj w przypadku nietypowych parametrów silnika (wzmożone wibracje płatowca, wahania prędkości obrotowej, nadmierny poziom opiłków w oleju smarnym, inne nietypowe symptomy). Brak jest szerszej próbki statystycznej wyników pomiarów silników o normatywnych parametrach.

Ponadto silniki są często przekazywane do wcześniejszego remontu (z przyczyn niezależnych od wyników testu FAM-C lub FDM-A, np. pęknięcie rury żarowej komory spalania, uszkodzenie instalacji paliwowej) bez powiadomienia autora o możliwości wykonywania testu. W ten sposób traci się możliwość monitorowania pewnych zjawisk istotnych dla teorii przemian modeli tribologicznych łożysk tocznych.

7

PODSUMOWANIE WYNIKÓW PRACY – WNIOSKI I UWAGI KOŃCOWE

W dorobku naukowym autora można wyróżnić trzy główne opracowania monograficzne dokumentujące jego postępy w pracy nad metodami FAM-C i FDM-A i stanowiące swoiste słupy milowe w poznaniu ich właściwości:

a) rozprawa doktorska z 1998 r. [127],
b) monografia z 2010 r. [129],
c) niniejsza monografia.

Wszystkie one obrazują olbrzymi zakres prac, głównie eksperymentalnych, nad opracowaniem i wdrożeniem tych oryginalnych metod, opartych na analizie modulacji częstotliwości i fazy prądnicy pokładowej.

W opracowaniu [127] zostały udokumentowane pierwsze powiązania pojedynczych par kinematycznych w zespołach napędowych z określonymi parametrami zmodulowań częstotliwości. Autor skupił się tu nad uszkodzeniami mechanicznymi emitującymi wąskopasmowe spektrum oscylacji wahań prędkości obrotowej. Laboratoryjne kontrolowane zmiany, np. przekoszenia wałów, wykazały wyraźne zmiany kształtu przebiegów chwilowej wartości częstotliwości. Te obserwacje umożliwiły autorowi opisanie powiązań matematycznych pomiędzy parametrem wady mechanicznej a parametrami na zobrazowaniach chwilowej częstotliwości otrzymanych z prądnicy. Śledzenie długich przebiegów zmian częstotliwości było bardzo pracochłonne, zwłaszcza dla aperiodycznych zjawisk mechanicznych, jak zerwanie połączenia wałów w sprzęgle jednokierunkowym. Dlatego autor zastosował dyskretną transformatę Fouriera (DFT), która umożliwiła śledzenie w zobrazowaniach FAM-C i FDM-A poszczególnych harmonicznych przebiegu częstotliwości otrzymanego z danej prądnicy pokładowej. Każda har-

moniczna tego przebiegu odzwierciedlała inną parę kinematyczną i inny typ wady badanego zespołu napędowego. Analiza DFT często nie dawała wyraźnych zobrazowań, co bardzo utrudniało analizę i podejmowanie jednoznacznych i trafnych decyzji diagnostycznych. Jeszcze większy problem pojawił się, gdy postanowiono opracować pierwszy tester do automatycznej oceny podzespołów samolotu MiG-29: sprzęgieł jednokierunkowych i bloku hydraulicznego. W związku z tym autor opracował własną metodę analizy. Przy jej pomocy powstawały wyraźne i łatwe do automatycznej analizy zbiory charakterystyczne na płaszczyźnie współrzędnych prostokątnych $\Delta F = \mathrm{f}(f_\mathrm{p})$.

Monografia [129] uwidoczniła możliwości metod FAM-C w dziedzinie monitorowania łożysk tocznych lotniczych silników turboodrzutowych. Opisano tu także trzy modele tribologiczne wynikające z prac związanych z diagnozowaniem silników turboodrzutowych SO-3. Liczne pomiary i analizy prowadzone na tych silnikach uwidoczniły ścisłą zależność różnych parametrów łożysk tocznych widzianych przez pryzmat zobrazowań FAM-C i FDM-A od prędkości obrotowej wału głównego silnika n. Tak więc do zobrazowań na płaszczyźnie współrzędnych prostokątnych doszła trzecia oś – otrzymywano już zbiory charakterystyczne w przestrzeni trójwymiarowej $\Delta F = \mathrm{f}(f_\mathrm{p}, n)$, rys. 2.9. Pierwszy raz opisano możliwości pomiaru trójfazowego FAM-C z rzutowaniem na jedną oś czasu. W ten sposób pierwszy raz autor zastosował możliwość sterowania oknem obserwowalności pomiarowej procesów mechanicznych. Od tej chwili możliwe stało się wykorzystanie tej samej prądnicy do obserwacji przebiegów mechanicznych wolnozmiennych, a następnie (po zmianie konfiguracji na wielofazową) na szybkozmienne. W tym opracowaniu pierwszy raz opisano zastosowanie w teorii i praktyce jednoczesnych pomiarów z wykorzystaniem prądnicy prądu stałego i prądnicy prądu przemiennego.

W niniejszym opracowaniu precyzyjnie skatalogowano wszystkie opisane do tej pory zobrazowania z wadami par kinematycznych. Pierwszy raz wprowadzono podział klasyfikacji wad mechanicznych w zależności od szerokości pasma zajmowanego przez zmodulowania prędkości kątowej wywołane tymi wadami. Precyzyjnie opisano cztery modele tribologicznego zużycia łożysk tocznych. Po raz pierwszy wprowadzono czwartą oś czasu eksploatacji Θ, niezbędną do analizy prognoz długoterminowego zużycia podpór łożyskowych silników turboodrzutowych. O ile w opracowaniach poprzednich zakładano możliwość diagnozowania tylko par kinematycznych pomiędzy pierwotnym źródłem energii mechanicznej (np. turbiny silnika turboodrzutowego) a wirnikiem prądnicy-przetwornika, w tej monografii udowodniono, że możliwe jest diagnozowanie torów bocznych. Podjęto próbę sformułowania kompleksowej oceny błędów i czułości metod FAM-C i FDM-A.

7.1. Podsumowanie ogólne treści monografii

W pracy przedstawiono propozycję wieloaspektowego pozyskiwania informacji o stanie technicznym mechanicznego zespołu napędowego za pomocą analizy sygnału wyjściowego prądnicy-przetwornika sprzężonego mechanicznie z obiektem badań. Zaprezentowano metody diagnostyczne FAM-C i FDM-A. Przedstawiono kolejne przekształcenia pierwotnego sygnału diagnostycznego aż do wypracowania decyzji diagnostycznej. W rozdziale 2 autor przybliżył ideę metody, następnie (rozdział 3) utworzył swoisty katalog uszkodzeń mechanicznych i ich odzwierciedlenia w FAM-C i FDM-A. W rozdziale 4 przeprowadził analizę właściwości metrologicznych tych metod, po czym przeszedł (rozdział 5) do omówienia ich praktycznych zastosowań. W rozdziale 6 zostały wyeksponowane praktyczne obserwacje zjawisk tribologicznych zachodzących w łożyskach tocznych zespołów napędowych badanych metodami FAM-C i FDM-A. Na podstawie zgromadzonego bogatego materiału badawczego autor sklasyfikował zjawiska tribologiczne, które w nich zachodzą.

7.1.1. Idea metod FAM-C i FDM-A

Tworzenie i przetwarzanie sygnału diagnostycznego mechanicznego zespołu napędowego odbywa się etapami:

a) Tworzenie pierwotnego sygnału diagnostycznego w poszczególnych parach kinematycznych badanego zespołu napędowego – tworzenie się spektrum m.cz. (małej częstotliwości) wraz z częstotliwością nośną m.cz.; częstotliwość nośna jest zależna od typu konstrukcji – można ją odczytać ze schematu kinematycznego danego zespołu napędowego. Spektrum m.cz. wokół tej częstotliwości nośnej jest zależne od typu i wielkości wady kinematycznej, m.in. od stopnia zaawansowania procesów tribologicznych bądź błędów wykonawczych i montażowych popełnionych w czasie produkcji bądź remontu. Zarówno stopień zaawansowania procesów tribologicznych, jak i błędy montażowe mają wielki wpływ na poprawność działania danej pary kinematycznej, a zatem na poprawność działania, w zależności od pełnionej funkcji, całego zespołu napędowego. W wielu konstrukcjach statków powietrznych czy pływających rozległe uszkodzenia niektórych ogniw mogą doprowadzić nawet do katastrofy. Wpływ zespołów napędowych na bezpieczeństwo eksploatacji zwiększa się coraz bardziej w nowych konstrukcjach z uwagi na zwiększanie prędkości i udźwigu oraz manewrowości i dyspozycyjności przewozów. Dlatego też wspomniane wcześniej spektra pierwotnego sygnału diagnostycznego powinny być szczególnie starannie badane pod kątem ich związków z procesami tribologicznymi i wadami montażowymi. Jednocze-

śnie celem każdego diagnosty powinno być takie dobranie metod diagnostycznych, aby te pierwotne spektra możliwie wiernie odtworzyć i zidentyfikować z poszczególnymi parami kinematycznymi. Wtedy można będzie odczytać stopień zużycia poszczególnych par kinematycznych. Dalej analizując schemat strukturalny danego zespołu napędowego, można oszacować stopień zagrożenia dla bezpieczeństwa eksploatacji i wyznaczyć terminy wymiany poszczególnych podzespołów w okresach, nie dopuszczając do zaskoczenia obsługi technicznej nieoczekiwanymi awariami.

b) Transmisja pierwotnego sygnału diagnostycznego przez ogniwa mechaniczne do prądnicy-przetwornika. Transmisja ta w niniejszej monografii jest pojęciem umownym, polegającym na przesyłaniu zmodulowań prędkości kątowej z uszkodzonego ogniwa kinematycznego do wirnika prądnicy-przetwornika. Ma ona znaczenie bardziej zbliżone do definicji telekomunikacyjnych niż do definicji z dziedziny mechaniki. Jak udowodniono, przesyłanie to może się odbywać na dwa sposoby w zależności od relacji energetycznych pomiędzy uszkodzoną parą kinematyczną a wirnikiem prądnicy-przetwornika:
   - obserwowana para kinematyczna jest w torze głównym przekazywania mocy mechanicznej pomiędzy pierwotnym źródłem energii (np. turbiną gazodynamiczną a prądnicą-przetwornikiem),
   - obserwowana para kinematyczna jest położona poza torem głównym przekazywania mocy mechanicznej (w torze bocznym) – może wywoływać zmodulowania częstotliwościowo-fazowe w prądnicy-przetworniku, jeśli moment bezwładności tej pary (energia drgań tej pary) jest wystarczająco duży, aby zmodulować łańcuch kinematyczny pomiędzy torem bocznym a prądnicą-przetwornikiem.

   Dla obu sposobów musi być zachowany warunek odpowiedniej sztywności par kinematycznych uczestniczących jako ogniwa pośredniczące w przekazywaniu pierwotnego sygnału diagnostycznego do prądnicy-odbiornika. W pojęcie to wchodzą dwa parametry mechaniczne:
   - sztywność konstrukcyjna elementów pośredniczących – zbyt elastyczne elementy powodują dyssypację (rozproszenie) energii mechanicznej na ciepło – jest to niejako warunek amplitudy,
   - sztywność w sensie luzów mechanicznych – zgodnie z twierdzeniem Kotielnikowa-Shannona w ciągu jednego okresu trwania zazębienia może być przekazany co najmniej jeden okres obserwowanego sygnału m.cz.

c) Odbiór pierwotnego sygnału diagnostycznego przez wirnik prądnicy-przetwornika. Wyższe harmoniczne spektrum (m.cz.) sygnału chwilowej prędkości kątowej zostają tu częściowo wytłumione przez bezwładność wirnika. Niższe składowe wzbudzają mechaniczne ruchy kątowe tego wirnika.

W wirniku prądnicy następuje sumowanie łącznego (zespolonego) spektrum m.cz. Dzięki istnieniu stojana prądnicy wnoszącego stabilne pole elektromagnetyczne w uzwojeniach wirnika indukuje się napięcie. Częstotliwość tego napięcia jest wprost proporcjonalna do wartości chwilowej prędkości kątowej wirnika prądnicy. Tak więc przebieg zmian częstotliwości prądnicy odzwierciedla przebieg zmian spektrum m.cz. Prądnica-przetwornik stanowi swoisty mieszacz-heterodynę, która przenosi spektrum m.cz. w zakres wyższych częstotliwości. Zespolone spektrum m.cz. zostaje w ten sposób przesunięte do pasma w.cz. Dzięki temu – zgodnie z teorią sygnał pierwotny staje się odporny na zakłócenia od innych źródeł, np. innych mechanizmów [3, 27, 228, 229, 231].

d) Przesyłanie zespolonego spektrum w.cz. przez elektryczną sieć statku powietrznego lub pływającego. Sieć elektryczna jest odpowiednikiem medium przesyłu sygnału w.cz. dla przesyłu telekomunikacyjnego. Jak wiadomo [32, 35, 67, 164, 174, 195, 262], przesyłanie sygnału przez sieć kablową jest bardziej odporne na zakłócenia niż przesyłanie tego sygnału przez przestrzeń powietrzną. Metody FAM-C i FDM-A wykorzystują te właściwości. Jednakże telekomunikacyjna sieć kablowa jest siecią specjalnie przygotowaną do przesyłania informacji. Tymczasem pokładowa sieć elektryczna statku powietrznego lub pływającego została zaprojektowana i wykonana z myślą nie o przesyle informacji, lecz o dostarczaniu energii elektrycznej do zasilania odbiorników. Jednocześnie musi być możliwie tania (minimalizacja kosztów) i lekka (minimalizacja masy w celu poprawy właściwości aerodynamicznych SP), stąd konieczność przesyłania prądu powrotnego przez korpus SP. Statek powietrzny musi mieć korpus elastyczny, dlatego też olbrzymia jest liczba szwów zakładkowych na poszyciu. Jednocześnie te połączenia są źródłem niekiedy znacznych, i co gorsza zmiennych co do wartości, rezystancji połączeń. Rodzi się problem dodatkowych zmian modulacyjnych. Elektryczna sieć pokładowa musi mieć rozdział energii, stąd konieczność stosowania układów komutacji: styczników, przekaźników, systemów awaryjnego rozłączania niektórych odcinków sieci w przypadkach niespełniania wymogów jakościowych – takie przełączenia generują impulsy – źródła zakłóceń dla sygnałów diagnostycznych. Ponadto sieć pokładowa ma systemy regulacji napięcia, działające jak filtr dolnozaporowy dla sygnałów diagnostycznych. Będąc jednocześnie elementem automatyki, odznaczającym się znacznym wzmocnieniem i sprzężeniami zwrotnymi, w niektórych sytuacjach może stać się źródłem drgań samowzbudnych sieci elektroenergetycznej.

e) Detekcja sygnału diagnostycznego – odzyskiwanie pierwotnego sygnału diagnostycznego (m.cz.) z pasma wysokiej częstotliwości. Dzięki temu jest

możliwe odtworzenie pierwotnego sygnału diagnostycznego (odtworzenie spektrum m.cz.) i jego analiza. Sygnał ten będzie nieco zubożony w stosunku do sygnału pierwotnego, ponieważ:
- zgodnie z pkt. c, podczas przetwarzania elektromaszynowego w prądnicy-przetworniku wyższe harmoniczne oryginalnego spektrum (m.cz.) sygnału chwilowej prędkości kątowej zostają tu częściowo wytłumione przez bezwładność wirnika,
- dochodzi błąd dyskretyzacji próbkowania pierwotnego w prądnicy-przetworniku,
- dochodzi błąd dyskretyzacji próbkowania wtórnego cyfrowego układu pomiarowego.

f) Na podstawie zobrazowań FAM-C i FDM-A wylicza się parametry metryczne niezbędne do oceny ilościowej procesów tribologicznych. Dzięki tej analizie możliwe jest monitorowanie m.in. dynamiki ruchu poszczególnych elementów mechanicznych w badanym zespole napędowym – próba dochodzenia do przyczyn powstawania zjawisk zużyciowych, dobór wartości granicznych parametrów, kompleksowa ocena stanu technicznego oraz prognozowanie krótko- i długoterminowe wraz z propozycjami środków profilaktycznych dla użytkownika danego statku powietrznego lub pływającego.

7.1.2. Katalog uszkodzeń mechanicznych i ich odzwierciedlenia w FAM-C i FDM-A

W niniejszej monografii autor zebrał materiał (po części publikowany już wcześniej w pojedynczych artykułach), który kompleksowo przedstawia związki zachodzące pomiędzy strukturą mechaniczno-dynamiczną zespołu napędowego a zobrazowaniami FAM-C i FDM-A. Powstał zestaw wad różnych podzespołów mechanicznych w powiązaniu z ich zobrazowaniami FAM-C i FDM-A i swoiste moduły rozpoznania diagnostycznego. Dzięki temu będzie można szybciej i sprawniej podejmować decyzje diagnostyczne.

Autor zainspirowany literaturą z dziedziny radiotechniki i teorii sygnałów zaproponował podział licznych zestawień na trzy grupy wad i uszkodzeń podzespołów mechanicznych odwzorowywanych przez FAM-C i FDM-A:

a) wąskopasmowe,
b) szerokopasmowe,
c) impulsowe.

Myślą przewodnią tej klasyfikacji było uporządkowanie obserwowanych zjawisk z punktu widzenia natury pasmowo-częstotliwościowych zobrazowań FAM-C i FDM-A. Taki podział ułatwia analizę oraz upraszcza projektowanie

półautomatycznych testerów diagnostycznych. Upraszcza też projektowanie przyszłych systemów pomiarowych FAM-C i FDM-A, opartych na uzmiennieniu pewnych parametrów, jak np. uzmiennienie częstotliwości podstawy czasu w zależności od natury (okresowości) pierwotnego sygnału diagnostycznego.

7.1.3. Właściwości metrologiczne

Wspomniane pomiary FAM-C i FDM-A mają różnorodne błędy zarówno metodologiczne, jak i aparaturowe. Poznanie ich natury może wydatnie wpłynąć na zwiększenie wiarygodności tych prototypowych metod w procesie dozorowania mechanicznych zespołów napędowych. Niepoprawne oszacowanie błędów pomiaru może wpłynąć na przedwczesne odsunięcie i skierowanie badanego zespołu napędowego do remontu, co pociąga za sobą niepotrzebne koszty. Może zdarzyć się także sytuacja odwrotna – zbyt późne odsunięcie badanego zespołu napędowego od eksploatacji. Może wówczas dojść do zniszczenia statku powietrznego, a nawet utraty ludzkiego życia. Dlatego też należy dbać o podwyższanie dokładności pomiaru (w czasie okresowej kalibracji aparatury). Wskazane byłoby zwiększanie częstości takich kalibracji przed każdym kolejnym testem danego zespołu napędowego, kiedy kolejne wyniki wskazują na zbliżanie się parametrów zjawisk mechanicznych do wartości granicznej. Problem metrologicznej analizy FAM-C i FDM-A pojawił się już w poprzedniej monografii autora [129]. W niniejszej monografii ta tematyka została pogłębiona. Ponadto utworzono tu nowatorskie pojęcie strukturalnego sterowania rozdzielczością obserwacji danego zjawiska dynamiki ruchu mechanicznego. Konieczność jego zastosowania wynika z tego, że różne typy wad mechanicznych wywołują różne zjawiska modulacji prędkości kątowej o różnych pasmach rozkładu spektralnego pierwotnego sygnału diagnostycznego. Dopasowanie sposobu konfigurowania pobierania sygnałów wyjściowych prądnic-przetworników jest znacznym przełomem w badaniach autora nad uniwersalizacją zastosowania metod FAM-C i FDM-A do diagnozowania różnorodnych zjawisk zachodzących w zespołach napędowych. Sterowanie rozdzielczością pomiaru może odbywać się na dwa sposoby:

a) zmiana fazowości – pobieranie jednofazowe albo wielofazowe sygnału z prądnicy lub prądnic jednego typu,
b) zsynchronizowane pobieranie sygnałów z prądnic różnego typu.

Zmiana konfiguracji pobierania sygnału z prądnicy-przetwornika ma na celu zmianę nie tylko rozdzielczości danego kanału pomiarowego w stosunku do obserwowanych zjawisk dynamiki ruchu danych podzespołów monitorowanego zespołu napędowego. Umożliwia ona przede wszystkim znaczne przemieszczenie okna widzialności spektrum pierwotnego sygnału diagnostycznego w zobrazowaniach FAM-C lub FDM-A. Tak więc po zmianie konfiguracji z jednofazowej,

umożliwiającej obserwacje mechanicznych procesów wolnozmiennych, co umożliwia wykrywanie i określanie wartości m.in. wady zwiększonych luzów promieniowych węzłów mocowania wałów transmisji, na sześciofazową stają się obserwowalne mechaniczne procesy szybkozmienne (o sześciokrotnie większej częstotliwości procesów mechanicznych), co umożliwia wykrywanie i określanie parametrów zużycia innych elementów mechanicznych, np. niektórych łożysk tocznych.

7.1.4. Wdrożenia i aplikacje metod FAM-C i FDM-A

W rozdziale 3 omówiono uszkodzenia pojedynczych ogniw kinematycznych i ich odzwierciedlenie w zobrazowaniach FAM-C i FDM-A. W praktyce gestor (właściciel) zespołów napędowych jest zainteresowany wszechstronną i kompleksową diagnostyką wielu par kinematycznych jednocześnie, a nie tylko pojedynczych wyizolowanych podzespołów. Z takim kompleksowym diagnozowaniem wiążą się liczne problemy. Sama identyfikacja poszczególnych zbiorów charakterystycznych uzyskanych metodami FAM-C i FDM-A z poszczególnymi podzespołami mechanicznymi dla rozbudowanych struktur mechanicznych stanowi duże wyzwanie dla diagnosty. Z pomocą przychodzi sterowanie rozdzielczością. Przede wszystkim zmiana okna obserwowalności umiejętnie zastosowana może być korzystna dla zwiększenia szybkości i poprawności identyfikacji zbiorów charakterystycznych. Po dobraniu okna obserwowalności procesów dynamiki ruchu poszczególnych podzespołów napędowych, autor dokonywał komputerowych pomiarów FAM-C i FDM-A. Nadrzędnym celem było określenie parametrów metrycznych wzorca negatywnego dla poszczególnych podzespołów badanego zespołu napędowego. Ostateczną decyzję co do wartości parametrów granicznych takiego wzorca autor podejmował po pomiarach mechanicznych rozmontowanego zespołu napędowego. Wówczas możliwe było porównanie zobrazowań FAM-C lub FDM-A z realiami mechanicznymi. Weryfikacji podlegały parametry:

a) fazy – poprawność identyfikacji danej pary kinematycznej,
b) amplitudy – m.in. wysokość zbiorów charakterystycznych, będące wykładnikiem poziomu zużycia tribologicznego danej pary kinematycznej.

Z chwilą określenia tych wartości można przystąpić do konstruowania półautomatycznego testera diagnostycznego dla danego typu zespołu napędowego. W podrozdziale 5.2 przedstawiono dwa typy półautomatycznych testerów wdrożonych pod kierunkiem autora:

a) DIA-KSA dla zespołu napędowego samolotu MiG-29,
b) DIA-SO3 dla zespołu napędowego samolotu TS-11 Iskra.

Potwierdza to możliwość stosowania metod FAM-C i FDM-A przez każdego technika statku powietrznego. Nie wymaga od niego znajomości zjawisk dynamiki ruchu badanego zespołu napędowego ani wiedzy o przekształcaniu ich przez prądnicę-przetwornik. Obsługa testera została uproszczona do minimum, a sygnały indykowane przez niego jasne, przejrzyste i komunikatywne. Testery są przy tym lekkie i mają niewielkie gabaryty wielkości miernika kieszonkowego.

W następnych częściach rozdziału 5 przedstawiono ciekawe, zdaniem autora, obserwacje dynamiki ruchu różnych zespołów napędowych wojskowych statków powietrznych przeprowadzonych metodami FAM-C i FDM-A. Niektóre z pomiarów przyczyniły się do zapobiegania katastrofie, np. wykrycie uszkodzonego łożyska głównego przekładni WR-24 śmigłowca Mi-24, wykrycie zwiększonych granicznie luzów w podporach łożyskowych silnika SO-3 na samolocie TS-11 Iskra. Inne przypadki badań umożliwiły post factum odtworzenie przebiegu zjawisk katastroficznych, np.: wyjaśnienie przyczyny wyłamania się zęba w skrzynce napędów śmigłowca Mi-24, wyjaśnienie przyczyny uplastycznienia czopa i rozdzielenia wału sprężarki od wału turbiny w samolocie TS-11 Iskra. Jeszcze inne wyniki badań FAM-C ukazały możliwość monitorowania łożyska tarczy sterującej oraz wykrywania zwiększonego luzu obwodowego tarczy sterującej śmigłowca Mi-17. Są to bardzo ważne (wręcz krytyczne) elementy konstrukcji każdego śmigłowca. Upowszechnienie diagnozowania tych elementów metodami FAM-C i FDM-A w czasie eksploatacji, m.in. przez przeznaczenie funduszy na opracowanie i wdrożenie półautomatycznych testerów dla personelu technicznego, w wydatny sposób zwiększyłoby bezpieczeństwo latania.

We wcześniejszych zastosowaniach FAM-C i FDM-A, przedstawionych m.in. w rozprawie doktorskiej autora [127], zakładano, że diagnozowany element znajduje się pomiędzy źródłem mocy mechanicznej, przedstawianej najczęściej w postaci obracającej się turbiny gazodynamicznej, a prądnicą-przetwornikiem. Po zestawieniu wyników przedstawionych w rozdziale 5 można stwierdzić, że możliwe jest także diagnozowanie torów bocznych.

Prezentowane metody, oznaczone przez autora symbolami FAM-C i FDM-A, są metodami nowatorskimi i wymagają jeszcze wielu badań. Doczekały się one wielu wdrożeń na obiektach rzeczywistych. Autor przedstawił też wiele opisów badań laboratoryjnych na obiektach fizykalnych. Ma to na celu uwierzytelnienie skuteczności tych metod. Metody FAM-C i FDM-A narodziły się z eksperymentu – stąd też, w stosunku do szerokiego opisu badań eksperymentalnych i aplikacji, dosyć skromny opis teoretyczno-matematyczny. Zazwyczaj użytkownicy zgłaszają problemy monitorowania lub diagnozowania konkretnych węzłów mechanicznych zespołów napędowych (diagnozowanie sprzęgieł jednokierunkowych samolotów MiG-29, podpór łożyskowych silnika TS-11 Iskra, diagnozowanie przetwornic elektromaszynowych). Niezależnie od

tego autor wraz z grupą współpracowników prowadzi własne analizy stanu zagrożenia różnych lotniczych zespołów napędowych. Próbuje rozwijać prace związane z monitorowaniem licznych podzespołów napędowych, inspirowany informacjami pozyskanymi od personelu technicznej obsługi wojskowych statków powietrznych różnych szczebli. Zazwyczaj są to problemy kompleksowego zużycia, które trudno zlokalizować za pomocą dostępnej użytkownikowi etatowej aparatury diagnostycznej. Zdaniem autora, jego powinnością jest wkraczanie, z możliwie dobrze dopracowanym pakietem proponowanych środków diagnostycznych, opartych głównie na metodach FAM-C i FDM-A wtedy, kiedy te kompleksowe zużycia nie doprowadziły jeszcze do eskalacji groźnych dla życia ludzkiego awarii. Autor stara się więc, w miarę skromnych sił i środków, intensyfikować swoje prace badawcze nad wytypowanymi wcześniej, zagrożonymi (wg jego analiz) zespołami napędowymi, aby optymalnie przygotować się do monitorowania wielosektorowego kompleksowego zużycia tych zagrożonych podzespołów, zanim dojdzie do awarii. Koszty wynikające z lawinowego mnożenia takich awarii mogą być niewspółmiernie większe niż koszty przeprowadzenia badań diagnostycznych metodami FAM-C i FDM-A. Jednocześnie gdyby były znane klasy diagnostyczne poszczególnych elementów w badanych zespołach napędowych, możliwe byłoby wcześniejsze opracowanie skutecznych środków profilaktycznych. Oczywiste jest, że w przypadku katastrofy zazwyczaj znajdują się środki na badania diagnostyczne i na profilaktykę. Jednakże wówczas presja użytkownika na szybkie i skuteczne efekty jest tak silna, że nie ma już czasu na badania podstawowe. Tym bardziej należy prowadzić je już teraz, nawet pomimo braku środków.

Przy okazji, na marginesie technicznych rozważań autora nad dozorowaniem zużycia zespołów napędowych, nasuwa się wątek ekonomiczny. Otóż rozważania autora ukazującego różne zagrożenia w lotniczych zespołach napędowych, przeważnie starych statków powietrznych o znacznym nalocie i jeszcze większym (dłuższym) kalendarzowym czasie eksploatacji (20÷35 lat), spotykają się z częstą ripostą, że trzeba jak najszybciej wymienić sprzęt lotniczy na zachodni, oczywiście najlepiej fabrycznie nowy. W dodatku, z chwilą pojawienia się tego nowego sprzętu, przekierowywane są na niego znaczne siły i środki, które mogłyby posłużyć rozwijaniu metod diagnostycznych oraz systemu remontowego. Zaznaczam, że nie chodzi tu tylko o bezpośrednie wydatki na zakupy, lecz wielokrotnie większe na często niezbędne tworzenie od podstaw nowej infrastruktury.

Autor zdaje sobie sprawę, że tego typu posunięcia organizacyjne zmniejszają poziom ryzyka. Faktem jest bowiem, że fabrycznie nowe statki powietrzne mają mniejszą intensywność uszkodzeń. Niewiele to ma wspólnego z tym, czy wyprodukowała je wytwórnia w kraju zachodnim, czy wschodnim. Po prostu takie są prawa tribologii, potwierdzone w tym zakresie. Długoterminowe prognozy ośrod-

ków amerykańskich, opublikowane w literaturze fachowej sugerują, że należy wydłużać okres eksploatacji. Według tych samych źródeł, konstrukcja płatowca może być eksploatowana nawet do… 80 lat. Jednocześnie intensyfikacja pierwszych groźniejszych awarii (np. w dziedzinie eksploatacji kabli sieci elektroenergetycznej) zaczyna się już po 11 latach eksploatacji. Dlatego też kasowanie starych konstrukcji lotniczych powinno się odbywać z umiarem przy kierowaniu się raczej danymi diagnostycznymi poszczególnych obiektów latających i statystyką uszkodzeń danego typu statku powietrznego, a nie formalnymi założeniami kalendarzowymi czy politycznymi. Niestety autor nie posiada analogicznych danych literaturowych z wytwórni starej techniki wojskowej eksploatowanej w RP. Jednakże analizując swoje materiały związane od 40 lat z eksploatacją wojskowych statków powietrznych, stwierdza, że ta stara technika wojskowa rządziła się tymi samymi zasadami co nowa – przez pierwsze 10 lat nie sprawiała, praktycznie biorąc, większych kłopotów eksploatacyjnych.

Autor nie zamierza wdawać się w szczegółową dyskusję, które wytwórnie wykonują lepsze statki powietrzne. Pragnie jedynie zwrócić uwagę, że przekierowanie części środków na diagnostykę lotniczych zespołów napędowych starej techniki wojskowej umożliwiłoby osiągnięcie kilku znacznych strukturalnych celów w lotnictwie wojskowym RP:

a) dopracowanie metod diagnostycznych, np. FAM-C i FDM-A,
b) zapobieganie groźnym przypadkom lotniczym w starej technice wojskowej,
c) wydłużenie czasu eksploatacji statkom powietrznym starej techniki wojskowej, które ekonomicznie są już spłacone,
d) umożliwienie opracowania nowoczesnych systemów diagnostycznych, poczynając od zbudowania najpierw systemów diagnostycznych i ich sprawdzenia, opartych na nowatorskich, ale dopracowanych, nieingerencyjnych metodach; wyrówna się więc szansa wykrywania usterek przez personel bezpośrednio obsługujący statki powietrzne starej techniki wojskowej (systemy diagnostyczne statków powietrznych zachodnich nowej techniki wojskowej są mocniej rozbudowane),
e) uzyskanie doświadczenia diagnostycznego zdobytego na wojskowych statkach powietrznych starej techniki wojskowej, przez odpowiednio zintensyfikowane badania, które mogą być łatwo przeniesione do nowej techniki wojskowej – proces zdobywania tych doświadczeń najprawdopodobniej mógłby być wystarczająco zaawansowany w momencie, gdy nowa technika wojskowa wejdzie w okres intensywnego zużycia tribologicznego.

Wiadomo, że modulacja FM odznacza się znacznie większą odpornością na zakłócenia niż AM. W związku z tym, w ślad za prof. Cemplem [39, 40], można

przyjąć, że nawet w rozbudowanym kinematycznie, złożonym i skupionym w stosunkowo niewielkiej objętości zespole napędowym modulacja częstotliwości pozostaje taka sama. W związku z tym nie jest wytracana zdolność zachowania pierwotnych informacji diagnostycznych nawet w najbardziej rozbudowanych zespołach napędowych. Dzięki przemianie w prądnicy-przetworniku te zbiory dobrze zachowanych zmodulowań w pasmach niskich częstotliwości zostają przeniesione do pasma wysokich częstotliwości. W ten sposób pierwotny sygnał diagnostyczny zyskuje dodatkową ochronę przed zakłóceniami. Sygnał ten jest wówczas wiernie przenoszony do wszystkich elementów sieci elektrycznej statku powietrznego lub pływającego. Okazuje się jednak, że już pierwsza dyskretyzacja pierwotnego sygnału diagnostycznego zmodulowanego częstotliwościowo powoduje uśrednianie zjawisk szybkozmiennych oscylacji pierwotnego sygnału diagnostycznego pomiędzy przejściami sygnału napięcia wyjściowego przez poziom zerowy. Innymi słowy, tylko od konstrukcji prądnicy-przetwornika zależy szerokość pasma pierwotnej informacji diagnostycznej zmodulowanej w FM (w dziedzinie m.cz.) będzie przeniesiony do w.cz. Prądnica-przetwornik jest więc filtrem środkowo-przepustowym dla pierwotnego sygnału diagnostycznego zmodulowanego w FM.

7.1.5. Badania procesów tribologicznych węzłów łożyskowych i ich zmian metodami FAM-C i FDM-A

Zjawiska dotyczące łożysk tocznych doczekały się licznych publikacji naukowych [15, 27, 55, 56, 73, 179, 261, 269, 276]. Z materiałów tych wynika, że teoria badań zjawisk dotyczących łożysk tocznych zaczęła się rozwijać dopiero pod koniec XIX wieku. Szczególnie duży wkład w rozwój wiedzy ludzkości na temat łożysk tocznych mają naukowcy [73, 244]:

a) niemieccy: Hertz, Tleischer, Uetz;
b) brytyjscy: Archard, Hirst, Tabor, Burwell, Strang, Martin;
c) szwedzcy: Weibull, Lanberg, Pelgner, Winquist;
d) USA: Holm, Rubinowicz, Bayer;
e) polscy: Krzemiński-Freda, Stupnicki;
f) rosyjscy: Kragielski, Kostecki, Solski, Ziemba, Grubin;
g) francuscy: Courtel, Charlez Varlo.

Jednak zagadnienia pogłębiane przez tych pionierów nauki dotyczą wycinkowych aspektów wiedzy. Brak jest opisów literaturowych opartych na obserwacjach węzłów łożyskowych rozbudowanych zespołów napędowych. Autor niniejszego opracowania wraz z grupą współpracowników obserwuje takie węzły łożyskowe od 10 lat metodami FAM-C i FDM-A [98, 99, 107, 113, 114, 119,

121÷123, 128, 129, 136, 266]. Obserwacje te umożliwiły zaproponowanie czterech modeli tribologicznych zużywania się łożysk tocznych. Modele te uwzględniają nie tylko procesy tarcia w samym łożysku, ale również geometrię silnika i licznych jego podzespołów.

Oprócz czterech modeli zużycia tribologicznego łożysk tocznych autor przedstawił hipotezę o możliwości przechodzenia jednego modelu w inny dla tego samego łożyska. Zaobserwował na silniku SO-3, że w okresie 400 h eksploatacji (lotu) zmiany te występowały coraz szybciej. Jednocześnie następowała intensyfikacja procesów zużycia, o czym świadczy systematyczny wzrost wartości parametrów, takich jak wysokość zbiorów charakterystycznych i dobroci.

7.2. Wnioski końcowe – metody FAM-C i FDM-A jako element nowatorski w teorii naukowej

7.2.1. Uwagi ogólne

Metody FAM-C i FDM-A narodziły się z potrzeb praktycznych – z potrzeby monitorowania procesów dynamiki ruchu elementów mechanicznych zespołów napędowych, w celu rozpoznawania przyczyn ich uszkodzeń. Metody opracowane przez autora w celu monitorowania zjawisk ukręcania się wałków prądnic mechanicznych zespołów napędowych stały się z czasem metodami uniwersalnymi. Ich rozwój przebiegał w następujących aspektach:

1) Rozwój zaplecza pomiarowego:
   a) początkowo układy rejestracji analogowej oparte były na rejestratorach pętlicowych z zapisem na światłoczułej taśmie filmowej,
   b) stosowane były jednofazowe układy cyfrowe [127],
   c) następnie opracowano układy trójfazowe z rzutowaniem na jedną oś czasu [129], zsynchronizowane układy wielofazowe i wielomaszynowe,
   d) trwają przygotowania do zastosowania układów wykorzystujących modulację kwadraturową (podrozdział 4.3.7).

2) Korekta celu i zadania diagnostycznego:
   a) początkowo poszukiwano przyczyn ukręcania się wałków napędowych prądnic na skutek zużywania się jednego elementu lub podzespołu w mechanicznym zespole napędowym [80, 81, 83, 84, 125, 127, 168]. Przyjęto założenie występowania jednego uszkodzenia w mechanicznym zespole napędowym, co przewijało się zarówno w eksperymencie biernym (obserwacje ukręcania się wałków na samolocie MiG-29 [81, 83, 84], jak

i w eksperymencie czynnym [86, 96, 127]. Były to uszkodzenia objawiające się głównie wąskopasmowym lub impulsowym zmodulowaniem prędkości kątowej;

b) w późniejszym okresie podjęto próbę stworzenia „mapy" zagrożonych miejsc, doszukując się wieloaspektowych przyczyn ewentualnego końcowego uszkodzenia badanego podzespołu. Były to uszkodzenia, które objawiały się w dalszym ciągu wąskopasmowym lub impulsowym zmodulowaniem prędkości kątowej;

c) znacznym impulsem do intensyfikacji prac nad rozwojem metod FAM-C i FDM-A w takim wieloaspektowym poszukiwaniu przyczyn było zaproszenie autora wraz z grupą współpracowników do dozorowania stanu technicznego węzłów łożyskowych samolotu TS-11 Iskra, pojawiła się wtedy konieczność monitorowania podzespołu generującego szerokopasmowe zmodulowania prędkości kątowej.

3) Sposób graficznego zobrazowania danych i obliczania parametrów metrycznych do analizy diagnostycznej:

a) początkowo w układzie współrzędnych prostokątnych obserwowano dewiację częstotliwości w zależności od częstotliwości procesu mechanicznego $\Delta F = f(f_p)$. Uzyskiwano punkty grupujące się w zbiory charakterystyczne. Każdy z tych zbiorów grupował się wokół określonej częstotliwości f_{poj} charakterystycznej dla j-tej pary kinematycznej. Wartość tej częstotliwości dla każdej pary kinematycznej można obliczyć na podstawie schematu kinematycznego danego zespołu kinematycznego. Umożliwiło to identyfikację zbioru charakterystycznego z parą kinematyczną. Każdy ze zbiorów charakterystycznych miał swoją wysokość proporcjonalną do wielkości wady [127];

b) następnie wraz z podjęciem się dozorowania stanu technicznego łożysk tocznych uzyskano zobrazowania i zależności opisane w p. 3a, które okazały się daleko niewystarczające. Łożyska toczne sprawiają liczne trudności diagnostyczne z uwagi na ich szczególne właściwości:

– generowanie wewnętrznych wzbudzeń rezonansowych,

– złożoność ruchu elementów składowych – tworzy się lokalny system „orbitalny" – czyli system elementów tocznych, które wykonują ruch obrotowy wokół własnej osi symetrii i jednocześnie przemieszczają swoje osie obrotu ze znacznie mniejszą prędkością kątową niż łożyskowany czop wirnika,

– działanie sił hydromechanicznych – możliwe jest tworzenie się klinów oleju smarnego komplikujące zależności matematyczno-fizyczne pomiędzy położeniami kątowymi elementów tocznych w czasie ich wi-

rowania. Zależności te są funkcją nieliniową prędkości obrotowej czopa wirnika. W związku z tym pojawiła się potrzeba zobrazowania zbiorów charakterystycznych w postaci dewiacji zależnej od dwóch zmiennych $\Delta F = f(f_p, n)$, czyli rozpoczęto analizę zbiorów w przestrzeni trójwymiarowej $(f_p, \Delta F, n)$, gdzie n – prędkość obrotowa czopa. W niektórych przypadkach przy długotrwałym dozorowaniu pojawiła się także czwarta oś $(f_p, \Delta F, n, \Theta)$, gdzie Θ – czas eksploatacji zespołu napędowego.

Zatem w niniejszej monografii zostały omówione zjawiska zarówno od strony techniki pomiaru FAM-C i FDM-A, jak i od strony zjawisk zachodzących wewnątrz mechanicznego zespołu napędowego. Zgodnie z definicją dozorowania (w niniejszym opracowaniu) przyjęto technikę okresowych badań diagnostycznych metodami FAM-C i FDM-A. Odstęp czasu pomiędzy kolejnymi badaniami powinien być zależny od częstości zmian procesów mechanicznych zachodzących w czasie Θ. Jako łączny czas trwania procesu dozorowania zaproponowano czas pracy zespołu napędowego w okresie międzyremontowym. Z obserwacji autora wynika, że pod koniec okresu międzyremontowego procesy, np. tribologiczne, wywołują oscylacyjne zmiany parametrów z coraz większą częstotliwością, a więc prognozowany czas pomiędzy kolejnymi pomiarami FAM-C i FDM-A powinien ulegać skracaniu. Dlatego też zobrazowania $(f_p, \Delta F, n, \Theta)$ powinny być wnikliwie obserwowane. Korzystne dla poprawności wypracowania decyzji diagnostycznej byłoby, gdyby pomiary wykonywane były w czasie Θ_k, odpowiadającym uzyskiwaniu przez parametry (istotne dla danego procesu zużycia tribologicznego) lokalnych ekstremów (podrozdział 6.2, rys. 6.17 i 6.18).

7.2.2. Metody FAM-C i FDM-A a teoria sygnałów

Podczas planowania częstości badań istotne jest, aby dostosować czas pomiędzy kolejnymi pomiarami $\Delta\Theta_k = \Theta_k\Theta_{k-1}$ do okresowości procesów tribologicznych zachodzących w badanym zespole napędowym. Tak więc zamiast równomiernych odstępów $\Delta\Theta = \text{const}$ autor zaproponował ich uzmiennienie. Problem ten to skala makro dozorowania danego zespołu napędowego. Kwestia doboru częstotliwości próbkowania do obserwowania procesu dotyczy także skali mikro, a więc i charakterystyk z dodatkową osią prędkości obrotowej $(f_p, \Delta F, n)$. Odstęp czasowy pomiędzy kolejnymi testami nie może być dłuższy niż odstęp pomiędzy ekstremami. Można tu zwiększać liczbę ustawianych przez technika statku powietrznego prędkości znamionowych wału głównego silnika w celu zagęszczenia pomiarów w pobliżu tego ekstremum. Podobny problem istnieje podczas przygo-

towania i realizacji pomiaru diagnostycznego FAM-C i FDM-A zarówno podczas próbkowania elektromaszynowego (realizowanego przez prądnicę-przetwornik), jak i próbkowania elektronicznego (realizowanego przez zegar podstawy czasu karty licznikowej).

Ogólnie biorąc, dotychczasowy, stosowany w praktyce system doboru częstotliwości próbkowania opierał się na prawie Kotielnikowa-Shannona [264, 270, 305, 306], przy czym zakładano stałą częstotliwość próbkowania. Ustala ono, że częstość próbkowania obserwowanego przebiegu musi być ponad dwukrotnie większa niż częstotliwość obserwowanego przebiegu (procesu). Jeżeli ten warunek nie zostanie spełniony, nastąpi aliasing, tj. nakładanie się widm. W praktycznych pomiarach krotność ta (iloraz wartości częstotliwości próbkowania i częstotliwości obserwowanego przebiegu) musi być znacznie większa, jeżeli diagnosta chce uzyskać mały błąd odwzorowania sygnału – w wielu publikacjach zaleca się utrzymanie tego ilorazu na poziomie 10 lub wyższym [264, 270, 305, 306].

Powyższe rozważania dotyczą próbkowania niezsynchronizowanego z obserwowanym przebiegiem. W przypadku próbkowania synchronicznego, jak twierdzą autorzy nielicznych publikacji, np. [29, 302, 303], nie obowiązuje warunek Kotielnikowa-Shannona. Nie podają jednak konkretnych zależności liczbowych. Autor zauważył, że zadowalający poziom obserwacji wielu usterek mechanicznych można uzyskać już przy stosunku częstotliwości próbkowania do obserwowanego przebiegu wynoszącym 1,2 (rozdział 2, zależność 2.24). W metodach FAM-C i FDM-A jako przetwornik wykorzystywana jest prądnica pokładowa, która realizuje próbkowanie elektromaszynowe, synchroniczne (dzięki sztywnemu połączeniu z diagnozowanym zespołem napędowym). Tak więc synchroniczna prądnica pokładowa dzięki swym właściwościom realizuje zmienne próbkowanie dostosowane do dynamiki zmian obserwowanego procesu wahań prędkości kątowej.

7.2.3. Prądnica pokładowa jako przetwornik diagnostyczny

Prądnica-przetwornik jest szczególnym (osobliwym) elementem [183÷187] zespołu napędowego, umożliwiającym monitorowanie i diagnozowanie tego zespołu; ma ona właściwości pasmowo-filtracyjne w stosunku do pierwotnego sygnału diagnostycznego, generowanego przez poszczególne pary kinematyczne badanego mechanicznego zespołu napędowego. Każdy typ prądnicy ma inne pasmo obserwowalności, zależne od jej parametrów konstrukcyjnych. Górna częstotliwość graniczna tego pasma jest określona zależnością (2.8) i jest w przybliżeniu równa połowie wartości częstotliwości znamionowej danej prądnicy. Dolna częstotliwość graniczna jest ograniczona pojemnością bufora karty licznikowej

(podrozdział 4.3.3.). Pasmo to, jak omówiono w podrozdziale 4.2.3, można zmienić (przesunąć w kierunku wyższych częstotliwości f_p) poprzez:

- zmianę konfiguracji fazowej (pomiar trój-, dwu-, sześciofazowy),
- wykorzystanie napięcia podwzbudnicy (f_N = 800Hz, U = 70V).

Warto zwrócić uwagę na to, że:

1) W metodach dyskretno-częstotliwościowych FAM-C i FDM-A ideę pomiaru oparto na prostym śledzeniu przyrostów czasów przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika przez poziom zerowy. Po usunięciu składowej nośnej przez układy detekcji, uzyskuje się zbiory punktów charakterystycznych grupujących się w zbiory charakterystyczne. Każdy z takich zbiorów reprezentuje inną parę kinematyczną (o określonej znamionowej prędkości kątowej) zmodulowaną w sposób charakterystyczny dla danej wady.
2) Wysokość zbioru charakterystycznego jest wprost proporcjonalna do amplitudy wahań kątowych wywołanych daną wadą w przypadku procesów periodycznych wąskopasmowych oraz niektórych procesów stochastycznych (sprzęgła jednokierunkowe) i przyjętego modelu zwiększonych oporów biernych procesów mechanicznych szerokopasmowych. Położenie zbioru charakterystycznego na osi odciętych umożliwia lokalizację i identyfikację pary kinematycznej oraz typu wady.
3) W przypadku procesów szerokopasmowych (diagnozowanie łożysk tocznych) położenie zbiorów charakterystycznych ulega przemieszczaniu w zależności od stanu technicznego łożyska. Dynamika tych zmian jest najważniejszym parametrem stanu technicznego łożyska. Wartości rzędnych jednoznacznie informują o stanie zagrożenia jedynie dla modelu zwiększonych oporów biernych. Dla pozostałych modeli tribologicznych pełnią one funkcję drugorzędną – informują o typie modelu tribologicznego.
4) Prądnica-przetwornik jest heterodyną-modulatorem pierwotnych sygnałów diagnostycznych – przenosi je w pasmo wysokich częstotliwości (dla prądnic prądu przemiennego wartość znamionowa częstotliwości nośnej wynosi f_{NG} = 400 Hz, dla stałego f_{NG} = 1÷10 kHz). W ten sposób możliwe jest:
   - zwiększenie odporności sygnału pierwotnego na wszelkiego rodzaju zakłócenia,
   - wykorzystanie pokładowej sieci elektroenergetycznej jako medium przesyłania sygnałów, co umożliwia zwiększenie poziomu ergonomii i bezpieczeństwa badań – aparatura diagnozująca (z zastosowaniem idei FAM-C i FDM-A) może być przyłączona w dowolnym miejscu sieci.

7.3. Praktyczne aspekty metod FAM-C i FDM-A

W początkowej fazie badań nad metodami FAM-C i FDM-A udowodniono, że można nimi jedynie badać elementy wirujące zespołów napędowych, jeżeli są one położone w układzie kinematycznym przenoszenia mocy pomiędzy pierwotnym źródłem energii mechanicznej (np. turbina silnika turboodrzutowego) a wałkiem napędowym prądnicy-przetwornika [127]. Dalsze badania na obiektach rzeczywistych wykazały, że możliwe jest także diagnozowanie torów bocznych, tj. położonych poza torem głównym. Warunkiem jest, aby wzbudzane przez podzespół drgania miały energię wystarczającą do oddziaływania na gniazdo napędowe prądnicy-przetwornika. Dzięki temu możliwe było wykrycie uszkodzonego łożyska głównego w przekładni WR-24 śmigłowca Mi-24 oraz wykrycie zużytego łożyska tarczy sterującej śmigłowca Mi-17 czy też nadmierny luz obwodowy w łączniku separatora śmigłowca.

Metody FAM-C i FDM-A umożliwiają, jak wcześniej wspomniano, pozyskiwanie informacji diagnostycznej o stanie technicznym wielu ogniw kinematycznych jednocześnie. Pojedyncza prądnica-przetwornik ma właściwości filtra środkowo-przepustowego i w związku z tym może dostarczać dane o spektrum modulacji prędkości obrotowej w określonym paśmie częstotliwości. Opracowanie możliwości wykorzystania kilku prądnic-przetworników jednocześnie oraz możliwości sterowania fazowością tych prądnic zwiększa znacznie pasma obserwacji – praktycznie biorąc, diagnosta ma możliwość obserwowania wszystkich par kinematycznych mechanicznych zespołów napędowych.

7.4. Uwagi końcowe

Liczne aplikacje metod FAM-C i FDM-A dają mocne praktyczne podstawy, na których autor buduje ich opis teoretyczny. Mając świadomość, że opis ten nie spełnia jeszcze wszystkich wymagań teorii naukowej, zamierza go dopracować i przedstawić w następnym opracowaniu.

Istnieją znaczne możliwości praktycznego sterowania fazowością prądnic-przetworników, zarówno w ujęciu indywidualnym (dla danej prądnicy-przetwornika), jak i kompilacji zespołu kilku prądnic zainstalowanych na danym zespole napędowym. Autor planuje wprowadzić w praktyce pomiary diagnostyczne z wykorzystaniem idei modulacji koherentnej. Równocześnie zamierza pracować nad rzeczywistym wprowadzaniem do pomiarów FAM-C i FDM-A aktywnego sterowania częstotliwością zegara generatora podstawy czasu karty licznikowej oraz wielowektorową synchronizacją tego sterowania pomiędzy torami pomiarowymi.

LITERATURA

1. Abramov B.I.: *Koliebania priamozubnych zubczatych kolies*. Charków 1968.
2. Adams D.E.: *Health monitoring of structual materials and components. Method with applications.* ISBN 978-0-470-03313-5(HB). Chichester 2007.
3. Aleksiejew W.J., Barukow F.J. i inni: *Radioelektronika,* cz. 1, WKŁ, Warszawa 1973.
4. Andrejewicz J.: *Chaos i synchronizacja w układach fizycznych*, Monografie, Łódź 1993.
5. Andrejewicz J.: *Drgania deterministyczne układów dyskretnych*, WNT, Warszawa 1993.
6. Antonowicz J.: *Automatyka*, WNT, Warszawa 1973.
7. Augustyn S., Gębura A.: *Możliwości diagnozowania skrzyń napędów i zespołów transmisji śmigłowca Mi-24 metodą FAM-C*, „Prace Naukowe ITWL", nr 30, Warszawa 2012.
8. Ayes B.W., Arnold S., Vining Ch., Howard R.: *Application Of Generation 4 Non-Contact Stress Measurement System On HCF Demonstrator Engines*, Proc. of 10th National Turbine Engine High Cycle Fatigue (HCF) Conference. Dayton, USA, 2005, www.hcf.utedayton.com.
9. Balageas D., Fritzen C. l., Gűemes A.: *Structural health monitoring*, London 2006.
10. Balicki Wł., Szczeciński S.: *Diagnostyka lotnicza silników turbinowych w USA*. „Wojskowy Przegląd Techniczny i Logistyczny" 1996, nr 5.
11. Banasiuk H.: *Rozkład odchyłek wykonawczych i jego wpływ na trwałość uzębienia w kołach walcowych o zębach prostych*. Praca doktorska. Łódź 1965.
12. Barczewski R.: *Poliharmoniczna filtracja rekreacyjna - diagnostycznie zorientowana metoda analizy sygnału*. Materiały X Szkoły Diagnostyki. Poznań–Zajączkowo 1992.
13. Barszewski W.: *Śmigłowiec w locie,* Wyd. MON, Warszawa 1956.
14. Bartosiewicz J., Stelmach A.: *Problematyka przetwarzania parametrów z pokładowych rejestratorów eksploatacyjnych lotu*, „Prace Naukowe – Transport", z. 103, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2014.
15. Barwell F.T.: *Łożyskowanie*, WNT 1984.
16. Belahcen A.: *Magnetoelasticity, magnetic forces and magnetostriction in electrical machines,* Doctoral thesis,Helsinki University of Technology Department of Electrical and Communications Engineering Laboratory of Electromechanics, August, 2004.
17. Bendat J.S., Piersol A.G.: *Engineering applications of correlation and spectral analysis*. New York – Toronto 1980.
18. Berhard M. i inni: *Mały poradnik mechanika.* Tom II. *Podstawy maszyn. Maszynoznawstwo,* WNT, Warszawa 1994.
19. Będkowski L.: *Elementy diagnostyki technicznej*. WAT, Warszawa 1991.

20. Będkowski L., Dąbrowski T.: *Model eksploatacyjny obiektu technicznego w ujęciu trójprocesowym*. III International Scientific-Technical Conference Expo-Diesel&Gas Turbine'03. May 5-9 2003.
21. Będkowski L., Rozwadowski T.: *Optymalizacja kontroli stanu wieloparametrowych obiektów złożonych metodą programowania dynamicznego*. „Biuletyn WAT" nr 1(161), Warszawa 1966.
22. Białkowski G.: *Mechanika klasyczna. Mechanika punktu materialnego i bryły sztywnej*. PWN, Warszawa 1973.
23. Biarda D., Falkowski P., Gębura A., Kowalczyk A.: Opis patentowy PL 175664B1, *Sposób diagnozowania technicznego elementów sprzęgających silnik, a zwłaszcza lotniczy silnik spalinowy, z prądnicą prądu przemiennego,* zgłoszenie 08.07.1996, udzielenie patentu 29.01.1999 r.
24. Biarda D., Falkowski P., Gębura A., Kowalczyk A.: Opis patentowy PL 175674B1, *Sposób diagnozowania technicznego elementów sprzęgających silnik, a zwłaszcza lotniczy silnik spalinowy, z prądnicą prądu stałego,* zgłoszenie 08.07.1996, udzielenie patentu 29.01.1999 r.
25. Biarda D., Falkowski P., Gębura A., Kowalczyk A.: Opis patentowy PL 175645B1, *Sposób diagnozowania technicznego elementów sprzęgających silnik, a zwłaszcza lotniczy silnik spalinowy, z prądnicą prądu stałego,* zgłoszenie 08.07.1996, udzielenie patentu 29.01.1999 r.
26. Biarda D., Falkowski P., Gębura A., Kowalczyk A.: Opis patentowy PL 182554 B1, *Sposób diagnozowania technicznego elementów sprzęgających silnik, a zwłaszcza lotniczy silnik spalinowy, z prądnicą prądu przemiennego,* zgłoszenie 19.05.1997, udzielenie patentu 02.04.2002 r.
27. Biela J., Macek-Kamińska K.: *Badania diagnostyczne wirników generatorów synchronicznych,* „Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej", nr 62, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej.
28. Bielawski P., Bejger A.: *Aligment of marine generating set shafts: operational problems and inspection methods*. III International Scientific-Technical Conference Expo-Diesel&Gas Turbine'03. May 5-9 2003.
29. Bilinkis I.: *Digital Alias-free Signal Processing.*
30. Björck A., Dahlquist G.: *Metody numeryczne*. PWN, Warszawa 1987.
31. Blade M., Mitchell W.S.: *Vibrations and Acoustic Measurement Handbook*, Spartan Books, New York – Washington 1972.
32. Bogdanow A.F., Wasim W.W., Dulin W.N. i inni: *Radioelektronika,* cz.1, WKŁ, Warszawa 1971.
33. Bogdanow A.F. i inni: *Radioelektronika,* tom 1, 2, 3, Wydawnictwa Komunikacji i Łączności, Warszawa 1971.
34. Bomba J., Kaleta J.: *Investigation of magnetostrictive sensor to quasi-static conditions. 22nd DUNABIA-ADRIA Symposium on Experimental Methods in Solid Mechanics,* Montceli Terme/Parma, Italy 2005.
35. Borgoń J., Stukonis M., Szymczak J.: *Czy uszkodzenia połączeń wielowypustowych w silnikach lotniczych mogą spowodować wypadki lotnicze*. „Informator ITWL" nr

311/93, Techniczne problemy eksploatacji i niezawodności wojskowych statków powietrznych, Kiekrz 1993.
36. Bukowski L., Tomaszewski H., Janowski J., Jaworski J.: *Sposób kontroli stanu technicznego łożyska tocznego*, opis patentowy nr PL173059, numer zgłoszenia 302258, Data zgłoszenia 17.02.1994, zgłoszenie ogłoszono 21.08.1995, BUP 17/95, o udzieleniu patent ogłoszono 30.01.1998 WUP 01/98.
37. Campbell W.: *Elastic fluid turbine rotor and method of avoiding tangential bucket vibration therein*. Patent US 1.502.904. 1924.
38. Carington I.B., Wright J.R., Cooper J.E., Dimitriadis G.: *A comporison of blade tip timing data analysis methods. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers,* Part G, Journal of Aerospace Engineering. Volume 215, Number 5, 2001.
39. Cempel C.: *Diagnostyka wibroakustyczna maszyn*. PWN, Warszawa 1989.
40. Cempel C.: *Podstawy wibroakustycznej diagnostyki maszyn.* WNT, Warszawa 1982.
41. Centralnyj Institut Aviacjonnogo Motopostroienia im. P.I. Baranova: *Informacjonno-izmienitielnaja sistiema kontroli a sistiema aviacjonnych i obszczemaszinostrojennych reduktorov, privodov i korbokpieriedacz*. Moskva 1990.
42. Chaimzov M.E., Kryłow K.A., Korablev A.I.: *Nadieżnost aviacjonnych raziemnych sojedinienij*. „Transport", Moskwa.
43. Chaimzow M.E., Korabliev A.I.: *Rabotosposobnost aviacjonnych zubcatych sojedinienij*. „Transport" 1983, Moskwa.
44. Charchalis A., Grządziela A.: *Diagnozowanie stanu współosiowości elementów transmisji momentu obrotowego metodą pomiaru sygnałów wibroakustycznych z łożyska nośnego,* Problemy Eksploatacji 1999, nr 2.
45. Cheda W., Michalski M.: *Silniki.* WKiL, Warszawa 1984.
46. Chwaleba A., Poniński M., Siedlecki A.: *Metrologia elektryczna*, WNT, Warszawa 1979.
47. Couberghe B.: *Applied frequency – domain system identification in the field of Experimental Operational Modal Analysis,* PhD thesis. Vrije Universiteit, Brussel 2004.
48. *Couplemetre type 643 pour l'helicoptere SA 330*, PUMA – SFIM, 1971.
49. Dabrowski M.: *Pola i obwody magnetyczne maszyn elektrycznych*, WNT, Warszawa 1971.
50. Dadouche A., Rezaei A., Wickramasinghe V., Dmochowski W., Bird J.W., Nietzsche F.: *Sensitivity of Air-Coupled Ultrasound and Eddy Current Sensors to Bearing Fault Detection*. Tribology Transactions, 51:2008.
51. Danilin A.I., Tchernyavsky A.Zh.: *Criteria of discrete phase control of blade working condition and their feasibility in systems of turbine driven set automatic control.* VESTNIK SGAU No 1(2009), http://www.ssau.ru.
52. Dąbrowski T.: *Diagnozowanie stanu wybranej klasy obiektów technicznych w warunkach losowych zakłóceń*. Praca doktorska. WAT, Warszawa 1977.
53. Dąbrowski T.: *Planowanie badania diagnostycznego w oparciu o chwilowe wartości cech sygnału diagnostycznego*. Biuletyn WAT nr 7(275), Warszawa 1977.
54. Dąbrowski Z.: *Wały maszynowe.* PWN, Warszawa 1999.

55. Deng D., Braun M.J.: *A New Model for Transition Flow of Thin Films In Long Journal Bearings.* "Tribology Transactions", 51: 2008.
56. Dietrich M.: *Podstawy konstrukcji maszyn*. T2, WNT, Warszawa 1999.
57. Drzewiecki J.: *Methodology of gaining information about engine load in particular cylinders on the basis of course of crankshaft's transient rotational speed*. III International Scientific-Technical Conference Expo-Diesel&Gas Turbine'03. May 5-9, 2003.
58. Duan F., Fang Z., Sun Y., Ye S.: *Real Time Vibration Measurement Technique Based On Tip-Timing For Rotating Blades. "*Opto-Electronic Engineering" 2005, nr 30(1), http//www.paper.edu.cn.
59. Dutkiewicz M., Radulski W., Zielek G.: *Analiza dynamiki turbozespołu w ujęciu przemysłowym*, Elbląg 2002.
60. Dynarski P. i in.: *Podstawy transmisji cyfrowej*. Wyd. politechniki Warszawskiej, Warszawa 1999.
61. Dziama A., Michniewicz M., Niedźwiedzki A.: *Przekładnie zębate*. PWN, Warszawa 1978.
62. Dzida M.: *Identyfikacja przyczyn niestacjonarności oraz niestabilności temperatury i ciśnienia gazów za komorą spalania turbiny gazowej*, Gdańsk 2000.
63. Dzięcioł E.: *Mikrofalowy układ homodynowy dozorujący stan techniczny turbinowej łopatki silnika lotniczego.* Rozprawa doktorska, ITWL, Warszawa 2003.
64. Dziurski A., Kania L., Kasprzycki A., Mazanek E., Ziora J.: *Przykłady obliczeń z podstaw konstrukcji maszyn. WNT*, Warszawa 2005.
65. Dziwoki G.: *A cost function analysis of a blind phase acquisition method*, IEEE International Symposium on Industrial Electronic, Gdańsk 2011.
66. Dżygadło Zb., Łyżwiński M., Szczeciński S., Wiatrek R.: *Zespoły wirnikowe silników turbinowych,* Wydawnictwo Komunikacji i łączności, Warszawa 1982.
67. Fagot J., Magne P.: *Teoria modulacji częstotliwości w zastosowaniu do łączy mikrofalowych.* WKŁ, Warszawa 1965.
68. *Fazoimpulsowy miernik momentu*, Patent RFN nr 206033, 1973.
69. Fellner A., Fellner R.: *Znaczenie analizy drzewa zdarzeń w wybranych aspektach implementacji GBAS*, „Prace Naukowe – Transport", z. 103, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2014.
70. Fichtenholz G.M.: *Rachunek różniczkowy i całkowy*. PWN, Warszawa 1975.
71. Flotow A., Drumm M.J.: *Engine Sensing Technology Hardware & Software To Monitor Engine Rotor Dynamic Using Blade Time-Of-Arrival And Tip Clerance*, Hood River, Or, USA, www.hoodtech.com, 2002.
72. Fonteyn K.A.: *Energy-Based Magneto-Mechanical Model for Electrical Steel Sheets*, TKK Dissertations 234, Aalto University School of Science and Technology Faculty of Electronics, Communications and Automation Department of Electrical Engineering, Espoo (Finland) 2010.
73. Furmanek S., Kraszewski Z., *Niezawodność łożysk tocznych.* Wydawnictwa Przemysłowe WEMA, Warszawa 1989.
74. Ma G. J., Wu C.W., Zhou P.: *Influence of Wall Slip on the Dynamic Properties of a Rotor-Bearing System*. "Tribology Transactions" 2008, nr 51.

75. Gabelli A., Morales-Espejel G.E., Ioannides E.: *Particle Damage in Hertzian Contacts and Life Ratings of Rolling Bearings*. "Tribology Transactions" 2008, nr 51.
76. Gajda J., Sroka R.: *Pomiary kąta fazowego – Metody – układy - algorytmy*, Kraków 2000.
77. Gajo Zb., Kocimowski B., Kulpa K., Nałęcz M., Urbaś A.: *Sygnały i systemy. Ćwiczenia laboratoryjne*. Praca zbiorowa pod red. Jacka Wojciechowskiego. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2000.
78. Gawron S.: *Dwustopniowy, wolnoobrotowy generator synchroniczny z magnesami trwałymi,* Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2008.
79. Gądek K.: *Wzorce czasu w metrologii cyfrowej i mikroprocesorowej*. Kraków 2011.
80. Gębura A.: *Biuletyn eksploatacyjny nr P/3932/E/95, dotyczy: diagnozowania sprzęgieł jednokierunkowych w przekładni KSA-2 oraz bloku hydraulicznego w agregacie GP-21 za pomocą testera DIA-KSA- C podczas eksploatacji samolotu MiG-29*. Wyd. DWLiOP/ITWL, Warszawa 1995.
81. Gębura A.: *Metody eksploatacji skrzynek napędów agregatów płatowca samolotu MiG-29 według stanu technicznego,* niepublikowane.
82. Gębura A., Lindstedt P.: *Diagnozowanie napędów prądnicy w oparciu o analizę parametrów napięcia prądnicy*. 5-th International Conference Aircraft and Helicopters Diagnostic AIRDIAG'97, Warsaw 1997.
83. Gębura A., Biarda D.: *Sprawozdanie z badań przyczyn urywania się wałków napędu prądnicy GP-21-3PS na samolocie MiG-29 nr 50903014615*. Listopad 1993 r., niepublikowane.
84. Gębura A., Biarda D., Kowalczyk A.: *Badanie przyczyny niezdatności układu napędowego prądnicy prądu przemiennego samolotu MiG-29 (elektryczne metody pomiaru stanu technicznego układu napędowego).* Informator ITWL 1994, nr 317.
85. Gębura A., Biarda D., Kowalczyk A., Falkowski P.: *Komputerowe metody diagnozowania napędów prądnic lotniczych*. Materiały z II Szkoły - Konferencji „Metrologia wspomagana komputerowo" MWK′95 tom 3.
86. Gębura A., Biarda D., Kowalczyk A., Falkowski P.: *Metoda FAM-C diagnozowania stanu technicznego napędu lotniczej prądnicy prądu przemiennego* Informator ITWL nr 338/96. 4-th International Conference Aircraft and Helicopters Diagnostic AIRDIAG′95; December 1995.
87. Gębura A., Biarda D., Kowalczyk A., Falkowski P.: *Wybrane problemy oceny niezawodności i bezpieczeństwa lotniczych skrzyń napędowych statków powietrznych metodami elektrycznymi* Informator ITWL nr 335/96. Materiały na VI Sympozjum Bezpieczeństwa Systemów.
88. Gębura A., Budzyński P.: *Sposób diagnozowania technicznego elementów sprzęgających silnik, a zwłaszcza lotniczy silnik spalinowy z prądnicą prądu przemiennego* - Opis patentowy PL188758 B3, numer zgłoszenia 333805, data zgłoszenia 16.06.1999.

89. Gębura A., Budzyński P.: *Sposób diagnozowania technicznego elementów sprzęgających silnik, a zwłaszcza lotniczy silnik spalinowy z prądnicą prądu stałego* - Opis patentowy PL188759 B3, numer zgłoszenia 333806, data zgłoszenia 16.06.1999.
90. Gębura A., *Diagnostic of aircraft power transmission track based on the analisys of generator's frequency*, "Journal of Technical Physics", No. 1/2002.
91. Gębura A., Falkowski P., Kowalczyk A.: *Lotnicze prądnice pokładowe statku powietrznego źródłem sygnałów diagnostycznych skrzyń napędowych* III Szkoła - Konferencja „Metrologia wspomagana komputerowo" MWK'97 Zegrze k/Warszawy, 19 ÷ 22 maja 1997 r. Tom 2.
92. Gębura A., Falkowski P., Kowalczyk A.: *Zastosowanie metody FAM-C do diagnozowania układów napędowych statków powietrznych* Przegląd Wojsk Lotniczych i Obrony Powietrznej, wrzesień 1997.
93. Gębura A., Falkowski, P., Kowalczyk, A.: *Airborne generators as diagnostic sensors of a power transmission system,* 5-th International Conference Aircraft and Helicopters Diagnostic AIRDIAG'97, Warsaw 1997.
94. Gębura A., Falkowski P., Kowalczyk A., Lindstedt P.: *Diagnozowanie skrzyń napędowych.* „Zagadnienia Eksploatacji Maszyn" 1997, zeszyt 4(120).
95. Gębura A., Karczmarek K.: *Mi-24 requirestransmition monitoring system* (*Mi-24 wymaga systemu monitorowania transmisji*), „Journal of KONBiN" No 4(20), Warszawa 2012.
96. Gębura A., Kowalczyk A., Biarda D., Falkowski P., Budzyński P., Pisarska K.: *Sprawozdanie z pracy na temat: „Diagnostyka techniczna statków powietrznych. Zadanie cząstkowe: Elektryczne metody diagnozowania stanu technicznego wirujących elementów napędu prądnic lotniczych"*, Warszawa 1995, niepublikowane.
97. Gębura A., Kowalczyk A., Pisarska K.: *Protokół z badań konstruktorskich modelu pracującego urządzenia diagnostycznego DIA-KSA*, czerwiec 1994, niepublikowane.
98. Gębura A., Kurdelski M.: *Obciążenia układu transmisji śmigłowca Mi-24 i możliwości jego monitorowania metodą FAM-C,* „Prace Naukowe ITWL", nr 33, Warszawa 2013.
99. Gębura A., Szymański M, Gajewski T.: *Sprawozdanie nr 47/43/2010 z pracy pt. „Realizacja pkt. 2, 3 i 4 harmonogramu projektu własnego nr N N509 360234 – Uniwersalizacja metody diagnozowania węzłów łożyskowych i elementów wirujących zespołów napędowych oparta na metodach modulacji częstotliwości FAM-C oraz FDM-A*, nr BT ITWL 5694/50, niepublikowane.
100. Gębura A., Markiewicz W.: *Onboard generators (alternators) as diagnostics sensors of turbineengines* (*Prądnice lotnicze jako czujniki diagnostyczne silników turbinowych*), Acta Mechanica et Automatica – Politechnika Białostocka, 2008.
101. Gębura A., Mroszkiewicz K.: *Metody FAM-C i FDM-A a zjawiska przesyłu radiowego sygnałów*, „Prace Naukowe ITWL" 2010, nr 27.
102. Gębura A., Pisarska K.: *Program badań konstruktorskich modelu pracującego urządzenia diagnostycznego DIA-KSA.* Maj 1994 r., niepublikowane.
103. Gębura A.: *Possibilities of FAM-C method in diagnosting ship power plants*, "Polish Martime Reseach" 2003, No 2 (36), Vol. 10.

104. Gębura A., Prażmowski W., Kowalczyk A., Falkowski P., Głowacki T., Budzyński P., Pisarska K.: *Sprawozdanie z pracy na temat: „Diagnostyka techniczna statków powietrznych. Zadanie cząstkowe: modelowanie matematyczne stanów dynamicznych układów napędowych prądnic lotniczych i zmian jakościowych energii elektrycznej”*, Warszawa, listopad 1996 r., niepublikowane.
105. Gębura A., Prażmowski W., Kowalczyk A., Falkowski P., Głowacki T., Budzyński P., Pisarska K.: *Sprawozdanie z pracy na temat: „Określenie związków pomiędzy parametrami jakości energii prądnic pokładowych a stanem zużycia skrzyń napędowych”*, Warszawa, czerwiec 1997 r., niepublikowane.
106. Gębura A.: *Pulsacje napięcia wyjściowego prądnicy pokładowej prądu stałego źródłem informacji diagnostycznej o stanie układu napędowego*. „Zagadnienia Eksploatacji Maszyn” 2003, nr 1 (133).
107. Gębura A., Radoń T., Tokarski T.: *Diagnozowanie zespołów napędowych na podstawie obserwacji zmian częstotliwości napięcia wyjściowego prądnic.* II Międzynarodowa Konferencja Naukowo-Techniczna „Expo-Diesel & Gas Turbine’01”, Gdańsk-Międzyzdroje-Kopenhaga 2001.
108. Gębura A., Radoń T., Tokarski T.: *Cechy diagnostyczne parametrów napięcia wyjściowego lotniczych prądnic pokładowych prądu stałego,* „Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej” nr 213, „Mechanika” z. 63, „Awionika”, tom 2, Rzeszów 2004.
109. Gębura A., Radoń T.: *Pulsacje napięcia wyjściowego jako źródło informacji diagnostycznych o komutatorowych prądnicach prądu stałego*. „Prace Naukowe ITWL” 2013, nr 33.
110. Gębura A., Radoń T.: *The diagnosis of bard generators* (pol. *Diagnozowanie pokładowych prądnic lotniczych*), Diagnostyka, nr 2/50, Olsztyn 2009.
111. Gębura A., Radoń T.: *The diagnosis of onboard generators (alternators),* “Polish Maritime Research” 2009, Vol. 16, nr 3(61).
112. Gębura A., Tokarski T.: *Badanie trwałości lotniczych urządzeń elektroenergetycznych. Badanie przetwornic lotniczych*, Warszawa 2000. Sprawozdanie ITWL, niepublikowane.
113. Gębura A., Tokarski T.: *Zastosowanie metody FDM-A do oceny poślizgu łożysk tocznych i niewspółosiowości podpór łożyskowych*. „Prace Naukowe Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych” 2007, nr 22.
114. Gębura A., Tokarski T., Szymański M., Kobylański A.: Sprawozdanie z pracy Nr 169/43/2009 Weryfikacja *metody diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3 oraz SO-3W w oparciu o analizę sygnału wyjściowego prądnic pokładowych*, Poziom IV – V technologii, Warszawa 2009.
115. Gębura A., Tokarski T.: *Diagnosing of electro-mechanical converters by using a method of frequency modulation analysis* (*Diagnozowanie przetwornic elektromechanicznych metodą analizy modulacji częstotliwości*), „Journal of Polish CIMAC”, vol. 7, No 2, Gdańsk 2012.
116. Gębura A., Tokarski T.: *Diagnosing the power plants on the basic of observaties of charges in alternator’s output-voltage frequency*. Iii International Scientific-Technical Conference Expo-Diesel&Gas Turbine’03. May 5-9, 2003.

117. Gębura A., Tokarski T.: *Diagnozowanie elektromechanicznych przetwornic lotniczych* [w:] „Problemy badań i eksploatacji techniki lotniczej", tom 8, red. J. Lewitowicz, L. Cwojdziński, M. Kowalski, R. Szczepanik, ITWL, Warszawa 2013.
118. Gębura A., Tokarski T.: *Fundamental laws of Rolling-Element Bearing Mechanics and Diagnostic Methods FAM-C and FDM-A,* "Solid State Phenomena" 2013, vol. 199, Trans Tech Publications LTD.
119. Gębura A., Tokarski T.: *Metody FDM-A i FAM-C w wykrywaniu i monitorowaniu silnie zaciśniętych łożysk tocznych*. „Prace Naukowe Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych" 2008, nr 23.
120. Gębura A., Tokarski T.: *Some Problems of a Diagnosis of Turbine Engine Bearings Using FAM-C Method,* "Solid State Phenomena" 2012, Trans Tech Publications LTD.
121. Gębura A., Tokarski T.: *The diagnostic of technical condition of turbine engine's bearing by means of method of alternator frequency modulation*. "Journal of Polish Cimac" Explo-Diesel&Gas Turbine'07, 2007.
122. Gębura A., Tokarski T.: *Monitorowanie węzłów łożyskowych o nadmiernych luzach podłużnyych metodami FAM-C i FDM-A*, "Prace Naukowe Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych" 2010, nr 27.
123. Gębura A., Tokarski T.: *Monitorowanie węzłów łożyskowych o nadmiernych luzach promieniowych metodami FAM-C i FDM-A*, „Prace Naukowe ITWL" 2009, nr 25.
124. Gębura A., *Związki modulacji częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy z wybranymi wadami układu napędowego* [w:] „Turbinowe silniki lotnicze w ujęciu problemowym", red. M. Orkisz. Polskie Naukowo-Techniczne Towarzystwo Eksploatacyjne, Lublin 2000.
125. Gębura A.: *Biuletyn eksploatacyjny nr P/4567/E/02, dotyczy: diagnozowania sprzęgieł jednokierunkowych w przekładni KSA-2 oraz bloku hydraulicznego w agregacie GP-21 za pomocą testera DIA-KSA- CM wspomaganego systemem diagnostycznym DIA-KSA podczas eksploatacji samolotu MiG-29*. DWLiOP/ITWL, Warszawa 2002.
126. Gębura A.: *Cechy diagnostyczne składowej pulsacji prądnic prądu stałego*. „Prace Naukowe Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych" 2003, nr 16.
127. Gębura A.: *Diagnozowanie napędów lotniczych w oparciu o analizę parametrów źródeł energii elektrycznej*. Rozprawa doktorska, ITWL, Warszawa 1998.
128. Gębura A.: *In the FAM-C method in diagnosing of aircraft and marine powerplants* (*Metoda FAM-C w diagnozowaniu lotniczych i okrętowych zespołów napędowych*), „Archives of Transport" 2004, nr 1, vol. 16.
129. Gębura A.: *Metoda modulacji częstotliwości napięcia prądnic pokładowych w diagnozowaniu zespołów napędowych*, Instytut Techniczny Wojsk Lotniczych, Warszawa 2010.
130. Gębura A.: *Possibilities of FAM-C method in diagnosingshippowerplants (Możliwości metody FAM-C w diagnozowaniu siłowni okrętowych.* „Polish Maritime Research" 2003, No 2 (36), Vol. 10.
131. Gębura A.: *Przekoszenia połączeń wielowypustowych a modulacja częstotliwości prądnic*. „Zagadnienia Eksploatacji Maszyn" 1999, nr 4(120).

132. Gębura A.: *Sposób wykrywania zwarć w wirniku prądnicy komutatorowej prądu stałego.* Opis patentowy PL200341 B1, numer zgłoszenia 357584, data zgłoszenia 06.12.2002, zgłoszenie ogłoszono 14.06.2004 BUP 12/04, o udzieleniu patentu ogłoszono 31.12.2008 WUP 12/00.
133. Gębura A.: *Diagnostic properties of 3-phase alternator's frequency modulation parameters*, "Journal of Polish Cimac", Explo-Diesel&Gas Turbine'05, 2005.
134. Gębura A., Tokarski T.: *The diagnostic of technical condition of turbine engine's bearing by means of method of alternator frequency modulation*, "Journal of Polish Cimac", Explo-Diesel&Gas Turbine'07, 2007.
135. Gębura A.: *In the FAM-C method in the diagnosing of aircraft and power plants*, "The Archives of Transport" 2004, No 1.
136. Gębura A.: Sprawozdanie z pracy Nr 270/43/2008 *Opracowanie metody diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3 oraz SO-3W w oparciu o analizę sygnału wyjściowego prądnic pokładowych*, Poziom I – III technologii, Warszawa 2008.
137. Girtler J.: *Statistic and probabilistic measures of diagnosis likelichoodon the state of self-ignition combustion engines*. "Journal of POLISH CIMAC" 2007, Vol. 2, No 2.
138. Girtler J.: *Zastosowanie wiarygodności diagnozy do podejmowania decyzji w procesie eksploatacji urządzeń*. Materiały Krajowej Konferencji „Diagnostyka Techniczna Urządzeń i Systemów", DIAG'2003. WAT, PAN, Warszawa-Ustroń 2003.
139. Gozdecki A.: *Wpływ szybkości obtaczania przy sprawdzaniu kół walcowych na dokładność pomiaru współpracy obustronnej*. Uczelniana Lekcja Naukowa Młodych Pracowników. Poznań 1980.
140. Gozdecki A.: *Próba uzależnienia dokładności wykonania kół zębatych kontrolnych od chwilowych zmian promieni tocznych spowodowanych wybranymi błędami uzębienia kół badanych*. Praca doktorska, Politechnika Poznańska, Wydział Budowy Maszyn, Poznań 1982.
141. Gronczewski A.: *Simulation based study on the dynamics of wing-flap actuanting circuit,* „Solid State Phenomena" 2013, vol. 199, Trans Tech Publications LTD.
142. *Guidance Notes On Control Of Harmonics In Electrical*, American Bureau of Shipping, 2006.
143. Gutenbaum J.: *Problemy teorii regulatorów*, WNT, Warszawa 1978.
144. *HCF S&T Program (1997 – 2002)*, Annual Report, htp://sinet.dtic.mil/
145. Health S., Imregum M.: *An improved single-parametr tip-timingmethod for turbomachinery blade vibration measurement Rusing optical laser problems.* International Journal of Mechanical Science. Vol. 38, Issue 10, October 1996.
146. Heath S., Impregun M.: *A Survery of Blade Tip-Timing Measurement Techniques for Turbomachinery Vibration.* "Journal of Engineering Gas Turbine and Power", October 1998, Volume 120, Issue 4.
147. Heath S.: *A New Technique For Identifying Synchronous Resonances Using Tip-Timing*. "Journal of Engineering Gas Turbine and Power", April 2000, Vol. 122.
148. Hebda M., Janecki D.: *Tarcie, smarowanie i zużycie części maszyn*. WNT, Warszawa 1972.
149. Hebda M., Janecki D., Pankiewicz B.: *Metoda oceny niezawodności tłokowych silników spalinowych na przykładzie badań eksploatacyjnych silników S-47*, Materiały

IV Krajowego Sympozjum Eksploatacji Urządzeń Technicznych, t. 5, Katowice 1977.
150. Herley C., Kovačevič, Ranchan K.: *Arbitry orfhogonaltilings of the time frequency plane*. Proceeding of the IEEE-SP. International Symposiumon. Victoria BC. Canada. October 4-6, 1992.
151. Hermans L., Van der Auweraer H.: *Modal Testing and Analysis of Structures under Operational Conditions*. "Mechanical System and Signal Processing" 1990, Vol. 13, No. 2.
152. Hibner C.: *Statystyczne badania dokładności kół zębatych*. Praca doktorska. Politechnika Warszawska, 1976.
153. Hill Ch.E.: *NSMS Data Acquisition Using an Alternative Multi-Point Approach.* Proc. Of 10thNationalTurbine Engine High Cycle Fatigue (HCF) Conference Dayton, USA 2005, htpp://www.hcf.utedayton.com.
154. Iwanow W.P.: *Kolebanija raboczich koles turbomaszin,* Maszinostrojenie, Moskwa 1983.
155. Izydorczyk J., Płonka G., Tyma G.: *Teoria sygnałów*, Wyd. Helion, 1999.
156. Jackson R.L., Green I.: *The Thermoelastic Behavior of Thrust Washer Bearings Considering Mixed Lubrication*, Asperity Contact, and Thermoviscous Effects. Tribology Transactions, 51: 2008.
157. Kaczorek T.: *Macierze w automatyce i elektrotechnice*. WNT, Warszawa 1984.
158. Kałek S.: *Smarowanie przekładni zębatych*. Krajowa konferencja szkoleniowa w zakresie eksploatacji maszyn i urządzeń, POLTRIB′85.
159. Karasov M.F.: *Komutacja kolektornych maszin postojonnogo toka*, Gosudarstwiennoje Energeteciskoje Izdatielstwo, Moskwa 1961.
160. Karaś K.: *Analiza modalna – użyteczna metoda rozwiązywania problemów drganiowych,* „Nowa Energia" 2012, nr 4(28), Kraków 2012.
161. Kartaschoff P.: *Częstotliwość i czas*, WKiŁ, Warszawa 1985.
162. Kasprzycki A., Sochacki W.: *Wybrane zagadnienia projektowania i eksploatacji maszyn i urządzeń*, Politechnika Częstochowska, Częstochowa 2009.
163. Katner R., Enochson L.: *Analiza numeryczna szeregów czasowych*, WNT Warszawa 1978.
164. Kayton M. Fried W.R.: *Elektroniczne układy nawigacji lotniczej*, WKŁ, Warszawa 1976.
165. Kirk R.G., Alseed A.A.: *Stability Analysis of a High-Speed Automotive Turbocharger*, "Tribology Transactions", 50:427-434, 2007.
166. Kisielewski P., Antal L.: *Kołysania turbogeneratora po wystąpieniu asymetrii w sieci elektroenergetycznej,* „Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej", nr 62, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej.
167. Kiwilsz M., Smulko J.: *Pitting corosion characterization by electrochemical noise meauserements on asymetric electrodes.*
168. Klimaszewski S. i in.: *Analiza awarii urywania się wałków agregatu GP-21 na samolocie MiG-29*" Warszawa 1994, niepublikowane.

169. Kocańda D., Mierzyńki J., Śnieżek L.: *Podstawy Konstrukcji Maszyn*. Wydawnictwo Przemysłowe WEMA, Warszawa 1989.
170. Korabliev A.I.: *Rabotosposobnost aviacjonnych zubcatych sojedinienii*, Moskva „Transport", 1983.
171. Kosowski K., Piwowarski M.: *Some results of experimental research into turbine rotor trajectory*. III International Scientific-Technical Conference Expo-Diesel&Gas Turbine'03. May 5-9, 2003.
172. Kostecki B.I.: *Trienie, iznos i smazka w masinach.* Kiev, Izdie. „Technika" 1970.
173. Kowalski M., Witoś M.: *Analiza porównawcza metody dyskretno-fazowej i modulacji częstotliwości,* Konferencja „Diagnostyka Procesów Przemysłowych DPP'2001", Politechnika Zielonogórska, Zielona Góra 2001.
174. Kroszyński J.: *Współczesne urządzenia radiolokacyjne*, Wydawnictwa Komunikacji i Łączności, Warszawa 1976.
175. Krysicki W., Włodarski L.: *Analiza matematyczna w zadaniach*. PWN, Warszawa 1993.
176. Krzemiński-Freda H.: *Łożyska toczne*. PWN, Warszawa 1985, ISBN 83-01-05532.-4
177. Krzystek R.: *Zintegrowany system bezpieczeństwa transportu, t.3 Koncepcja zintegrowanego systemu bezpieczeństwa transportu w Polsce*, WKiŁ, Warszawa 2010.
178. Krzyż J., Ławrynowicz J.: *Elementy analizy zespolonej*. WNT, Warszawa 1981.
179. Lawrowski Z.: *Tribologia, tarcie, zużywanie i smarowanie*, PWN, Warszawa 1993.
180. Leśniewski J.: *O objawach pewnych zjawisk dynamicznych zachodzących w obszarach styku rzeczywistego części maszyn*. „Biuletyn WAT" 1984, nr 1(377).
181. Lewandowski W.M.: *Proekologiczne źródła energii odnawialnej*, WNT, Warszawa 2002.
182. Lewitowicz J.: *Badania produktów zużycia w systemach trybologicznych*. XI Sympozjum Trybologii; tom 1, 1982.
183. Lindstedt P.: *Aktywny pomiar pulsacji natężenia przepływu cieczy w instalacjach hydraulicznych za pomocą elementu korekcyjnego z możliwością zastosowania do badań diagnostycznych*. Kwart. Dod. Spec. AERO Technika Lotnicza nr 8. Warszawa 1990.
184. Lindstedt P.: *Analiza możliwości wykorzystania parametrów pracy zasobnika hydraulicznego, jako źródło informacji diagnostycznej samolotu*. Informator ITWL, Warszawa 1988.
185. Lindstedt P.: *Element korekcyjny jako źródło informacji diagnostycznej*. ZEM 1995, nr 2 (102).
186. Lindstedt P.: *Osobliwe elementy złożonych obiektów jako źródło informacji diagnostycznej*. Informator ITWL, Warszawa 1997.
187. Lindstedt P.: *Sposoby diagnozowania instalacji hydraulicznej lub pneumatycznej oraz układ diagnozowania instalacji hydraulicznej i pneumatycznej*. Opis patentowy PL 164942 b 1 1994 r.
188. Lisiecki J.: *O metodzie magnetycznej pamięci materiału*, „Prace Naukowe Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych" 2004, nr 18.
189. Łączkowski R.: *Ruchy chaotyczne dipolowego rotatora magnetycznego*. „Przegląd Elektrotechniczny" 1993, nr 11.

190. Łucjanek W., Sibilski K.: *Wstęp do dynamiki lotu śmigłowca*. ITWL, Warszawa 2007.
191. Maes S.: The *H-point theorem applied in signal procesing.*Proceding of the IEEE-SP International Symposiumon. Victoria BC. Canada. October 4 - 6, 1992.
192. Makusik S.: *Sprzęgła mechaniczne*. WNT, Warszawa 1979.
193. Malciev W.F.: *Rolikove mechanizmy svobodnego choda*. Maszinostrojenie, Moskwa 1968.
194. Markiewicz W., Karpiński M., Gębura A., Prażmowski W.: *Protokół z kwalifikacyjnych badań laboratoryjnych lotniskowego urządzenia zasilania elektroenergetycznego samolotów LUZES-V*. Grudzień 1993, niepublikowane.
195. Maruszewska M., Sawicki J.: *Radiomechanika*. Państwowe Wydawnictwo Szkolnictwa Zawodowego, Warszawa 1957.
196. Masłowski A.: *Identyfikacja modeli matematycznych dynamiki układów*. Wydawnictwo Politechniki Białostockiej, 1995.
197. Mazanek E.: *Zagadnienia konstrukcyjne i wytrzymałościowe w wielkogabarytowych łożyskach tocznych wieńcowych*. Wydawnictwo Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa 2005.
198. Meili Sun, Zhiming Hang, Xiaoyang Chen, Wen Wang, Kai Meng: *Experimental Study of Cavitation In an Oscillatory Oil Squeeze Film*. "Tribology Transactions", 51:2008.
199. Meisel J.: *Zasady elektromechanicznego przetwarzania energii*. WNT, Warszawa 1970.
200. Mengali U., D'Andrea A.N.: *Synchronization techniques for digital receivers*, Plenum Press, New York 1997.
201. *Metoda pomiaru momentu obrotowego przenoszonego przez wał obrotowy*, Patent USA nr 3817092, 1974.
202. *Miernik momentu na wale obrotowym*, Patent USA nr 3850030, 1974.
203. Mitew W.: *Maszyny elektryczne,* tom 1. Radom 2005.
204. Młynarczyk M., Szymański Z., Waśko S.: *Momentomierz quasi-fazowy*. „Prace Instytutu Lotnictwa" 1983, nr 4, (95).
205. Moinaro F., Constanič F., Danjean A.: *Knocking recognition in engine vibration signal using the wavelet transform.* Proceding of the IEEE-SP International Symposiumon. Victoria BC. Canada. October 4 - 6, 1992.
206. *Momentomierz*, Patent USA nr 3844168,1974.
207. Morel J.: *Drgania maszyn i diagnostyka ich stanu technicznego*. Polskie Towarzystwo Diagnostyki Technicznej, 1994.
208. Műller L.: *Diagnostyka przekładni zębatych*. PWN, Warszawa 1992.
209. Műller L.: *Przekładnie zębate - dynamika*. PWN, Warszawa 1986.
210. Műller L.: *Przekładnie zębate dużych mocy*. PWN, Warszawa 1964.
211. Műller L.: *Zastosowanie analizy wymiarowej w badaniach modeli*. PWN, Warszawa 1983.
212. Newman R.: *Properties of Materials Anisotropy, dymetry, structure*, Oxford University Press, 2005.

213. Norma EUROCADE ED-14B/RT CA DO-160B *Enviromental conditions and test procedures for airborne equipment*. Section 16. Power input. Alimentationelectrique.
214. Norma Obronna NO-15-A200:2007 *Wojskowe statki powietrzne. Pokładowe układy zasilania elektrycznego. Podstawowe parametry, wymagania i badania.*
215. Nowacki W.: *Teoria niesymetrycznej sprężystości*. PWN, Warszawa 1981.
216. Nowicki R.: *Stacjonarne systemy monitorowania i diagnozowania*. Materiały X Szkoły Diagnostyki. Poznań - Zajączkowo 1992.
217. Nowicki R., Sordyl F.: *Wyznaczanie granic stanów eksploatacyjnych w badaniach diagnostycznych*. Raport LDH nr 138. Politechnika Poznańska, 1984.
218. Ochęduszko K.: *Koła zębate*. WNT, Warszawa 1972.
219. Olchowski I.I.: *Mechanika teoretyczna*. PWN, Warszawa 1978.
220. Oppenheim A.V., Wilsky A.S., Nawab S.H.: *Signals & Systems Prentice Hall*. New Jersey 1983.
221. Orkisz M., Polak Z.: *Identyfikacja toru lotu samolotu z wykorzystaniem metod sztucznej inteligencji,* „Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej" 2004, nr 213.
222. Osiński Z.: *Teoria drgań*. PWN, Warszawa 1980.
223. Otnes R.K, Enochnson L.: *Analiza numeryczna szeregów czasowych*. WNT, Warszawa 1978.
224. Owczarek J.: *Elektryczne maszynowe elementy automatyki*, WNT, Warszawa 1983.
225. Padfield G.D.: *Dynamika lotu śmigłowców. Teoria i wykorzystanie właściwości lotnych i modeli symulacyjnych* (org. ang. *Helicopter Flight Dynamic. The theory and Application of Flying Qualities and Simulation Modeling*), WKiŁ, Warszawa 1998.
226. Paduano J.D.: *Analysis of compressor system dynamics* [w:] "Active control of engine dynamics", VKI Lecture series, von Karman Institute for Fluid Dynamics, 2001.
227. Papolis A.: *Prawdopodobieństwo, zmienne losowe i procesy stochastyczne*. WNT, Warszawa 1972.
228. Pawłowski J.: *Wzmacniacze i generatory*. WKiŁ, Warszawa 1975.
229. Pappenfus E.W., Warren B., Schoenke E.O.: *Technika jednowstęgowa*. WNT, Warszawa 1968.
230. Paszek St.: *Stany nieustalone maszyn elektrycznych prądu przemiennego*. WNT, Warszawa 1986.
231. Paśko M., Walczak J.: *Teoria sygnałów*. Wyd. Politechniki Śląskiej, Dział Telekomunikacja nr 16, Gliwice 1999.
232. Pawlak W.: *Usuwanie inercyjności pomiarowej z zapisu temperatury gazów wylotowych silnika odrzutowego w celu określenia niskocyklowego zmęczenia jego części gorącej*, III Krajowa Konferencja „Diagnostyka Techniczna Urządzeń i systemów", ITWL wewn. 330/95, Warszawa 1995.
233. Perry M.: *A Correlation approach to time-frequency representations.* Proceding of the IEEE-SP International Symposiumon. Victoria BC. Canada. October 4 - 6, 1992.
234. Pintara J.: *O możliwości wykorzystania podsystemu diagnozowania wg stanu turbinowego zespołu napędowego w systemie eksploatacji statku powietrznego*. [w:]

„Turbinowe silniki lotnicze w ujęciu problemowym", red. M. Orkisz, Polskie Naukowo-Techniczne Towarzystwo Eksploatacyjne, Lublin 2000.
235. Pizoń A.: *Elektrohydrauliczne analogowe i cyfrowe układy automatyki*. WNT, Warszawa 1995.
236. pl.wikipedia.org/wiki/analiza modalna (08.11.2013).
237. pl.wikipedia.org/wiki/sterowanie okresowe (09.03.2014).
238. pl.wikipedia.org/wiki/wybieg_(technika) (10.03.2014).
239. pl.wikipedia.org/wiki/modacja koherentna (21.09.2013).
240. Plamitzer A.: *Maszyny elektryczne*. Warszawa 1986.
241. Podhajecki J., Młot A., Korkosz M.: *Comparison of displacement due to Maxwell for ces and magnetostriction in BLADC motor – static displacement.* „Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej", 2008, nr 62.
242. Polska Norma PN-ISO, kwiecień 1999. *Połączenia wielowypustowe ewolwentowe walcowe osiowane na bokach zębów. Wymiary, tolerancje i sprawdzanie.*
243. Potapow W.N.: *Diagnostirovanie aviacjonnych elektriczeskich maszin*. „Transport", Moskwa 1989.
244. Praca zbiorowa: *Łożyska toczne*. wyd. „Delta Marketing", 2005.
245. Praca zbiorowa: *Encyklopedia mechaniki*, Warszawa 1994.
246. Proakis J.G.: *Digital communications*. McGraw-Hill, New York 2008.
247. Pronikov A.S.: *Nadieżnost maszyn.* „Maszinostrojenie", Moskwa 1978.
248. Przysowa R., Dzięcioł E.: *Koncepcja wykorzystania czujnika mikrofalowego typu MUH do kontroli pracy podzespołów gorącej części silnika lotniczego.* „Prace Naukowe Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych" 2004, nr 18.
249. Przysowa R.: *Analiza sygnałów generowanych przez łopatki wirnikowych maszyn przepływowych.* Opr. ITWL 2/34/2006, Warszawa 2006.
250. Puchała A.: *Dynamika maszyn i układów elektromechanicznych*. PWN, Warszawa 1977.
251. Radoń T., Gębura A.: *Uszkodzenia prądnic i styczników lotniczych w trudnych warunkach operacyjnych.* „Prace Naukowe Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych" 2010, nr 30.
252. Rahman Md. Z., Ohba H., Yamamoto T., Yoshioka T.: *A Study on Incipient Damage Monitoring in Rolling Contact Fatigue Process Using Acoustic Emission*. "Tribology Transactions", 51: 2008.
253. Robinson W.W., Washburn R.S.: *A Real Time Non-Interference Stress Measurement System (NSMS) for Determining Aero Engine Blade Stress.* Instruments Society of America, paper 91-103, 1991.
254. Ryś J., Trojnacki A.: *Laboratorium Podstaw Konstrukcji Maszyn*. Wyd. Politechniki Krakowskiej, Kraków 1994.
255. Rządkowski R., Kwapisz L., Drewczyński M., Szczepanik R., Przysowa R.: *Natural Frequencies of the Last Stage Turbine Bladed Disc of the Aircraft Engine*, 8th International Conference Airplanes and Helicopters Diagnostics, Airdiag'05, Warszawa, 27-28.10, Air Force Institute of Technology, Warsaw 2005.

256. *Samokalibrujący się momentomierz na wale obrotowym*, Patent USA nr 3797305, 1974.
257. Schuster H.G.: *Chaos deterministyczny - wprowadzenie*. WNT, Warszawa 1993.
258. Shin Pan Seok and Cheung Hee Jun: *A Magnetostrictive Force and Vibration Mode Analysis of 3 kW BLDC Motor by a Magneto-Mechanical Coupling Formulation*, "Journal of Electrical Engineering & Technology" 2011, Vol. 6, No. 1.
259. Sidor T.: *Elektroniczne przetworniki pomiarowe*. Uczelniane Wydawnictwa Naukowo-Dydaktyczne, Kraków 2006.
260. Skalmierski B.: *Mechanika z wytrzymałości materiałów*. PWN, Warszawa 1983.
261. Skoć A., Spałek J., Makusik S.: *Podstawy konstrukcji maszyn. Zarys dynamiki i tribologii, elementy podatne, wały i osie maszynowe, łożyska ślizgowe i toczne, sprzęgła i hamulce*. WNT, Warszawa.
262. Słuckij W.Z., Fizielson B.I.: *Impulsnaja tiechnika i osnowy radiolokacji.* Wojennoje Izdatielstvo Ministerstwa Oborony ZSRR, Moskwa 1975.
263. Smulko J., Darowicki K., Zieliński A.: *Pittingcorrosion in steel and electrochemical noise intensity*, Electrochemistry Communications 4(5).
264. Sobkowski J.: *Częstotliwościowa analiza sygnałów*. Wyd. MON, Warszawa 1979.
265. Sowiński A.: *Cyfrowa technika pomiarowa*, WKiŁ, Warszawa 1976.
266. Spychała S., Majewski P., Szczekala M., Gębura A.: *Badania silnika 308 w hamowni WZL-3*. Warszawa 2006, niepublikowane.
267. Staniszewski R.: *Sterowanie zespołów napędowych*. WKŁ, Warszawa 1980.
268. Styp-Reykowski M., Musiał J.: *Procesy zużywania towarzyszące tarciu tocznemu*, „Problemy Eksploatacji" 2006, nr 3, Akademia Techniczno-Rolnicza, Bydgoszcz.
269. Sung-HoonJedhg, Seok-Ju Yong: *Friction and wear characteristic due to stick-slip under fretting condition,* Tribology Transactions, 50:564-722, 2007.
270. Szabatin J.: *Podstawy teorii sygnałów*. WKŁ, Warszawa 1982.
271. Szczebiakov A.A.: *Avtomatika aviacjonnych i rakietnych siłowych ustanovok*. „Maszinostrojenie", Moskwa 1965.
272. Szczepanik R., Karbowiak H., Milewski R., Szczepankowski A., Szewczyk J., Zalewski J.: *Sprawozdanie z pracy „Badanie zmian parametrów silnika typu SO-3 podczas próby obladzania"*, nr bibl. ITWL 12268/I, Warszawa 1998.
273. Szczepanik R., Kudelski R.: *Układ do sygnalizacji przekraczania dopuszczalnej amplitudy drgań wirujących łopatek maszyny przepływowej*, numer patentu: 184530, data zgłoszenia: 13.11.1997. Szczepanik R., Kudelski R.: *Warunki techniczne na system sygnalizacji nadmiernych drgań łopatek pierwszego stopnia sprężarki silnika K-15 oraz system monitorowania widma drgań łopatek bezdotykową metodą dyskretno-fazową jako podsystem rejestratora parametrów pracy silnika S2-3a*, nr bibl. ITWL 11990/I, Warszawa 1997, niepublikowane.
274. Szczepanik R., Rządkowski R.: *Badania dynamiki łopatek wirnikowych silników lotniczych w różnych warunkach eksploatacji*, Warszawa 2012.
275. Szczepanik R., Spychała J., Kowalski M., Dzięcioł E., Pawlak W., Przysowa R., Perz M.: *Analiza sygnałów generowanych przez łopatki wirnikowe wirnikowych maszyn przepływowych*, nr bibl. ITWL 2497/50, Warszawa 2006.

276. Szczepanik R., Szymczak J.: *Badanie przyczyny uszkodzenia łożyska środkowej podpory silnik typu SO-3 nr 37171219.* Warszawa 2000 r., niepublikowane.
277. Szczepanik R., Tomaszek H.: *Zarys metody oceny niezawodności i trwałości urządzeń lotniczych z uwzględnieniem stanów granicznych*. „Problemy Eksploatacji" 2005, nr 3.
278. Szczepanik R., Witoś M.: *Monitorowanie stanu technicznego turbinowych silników lotniczych w oparciu o metodę dyskretno-fazową i metodę portretów fazowych.* „Prace Naukowe Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych" 2008, nr 10.
279. Szczepanik R., Witoś M., Kowalski M., Szczepankowski A.: *Sposób zmiany częstotliwości drgań wirującej łopatki maszyny przepływowej, zwłaszcza wirującej łopatki sprężarki lotniczego silnika turbinowego*, numer patentu: 189360, data zgłoszenia: 29.07.1998.
280. Szczepanik R., Witoś M., Szczepankowski A., Bekiesiński R.: *Sprawozdanie nr 3/34/94 z badania uszkodzenia łożyska środkowego pędni silnika SO-3W nr 48173105*, nr bibl. ITWL 10943/I, Warszawa 1994, niepublikowane.
281. Szczepanik R.: *Sprawozdanie z pracy „Badanie wrażliwości diagnostycznej dyskretno-fazowej, bezdotykowej metody pomiaru i analizy drgań łopatek w ocenie niewyważenia i stanu technicznego ułożyskowania jednowałowego TSO"*, nr bibl. ITWL 11813/I, Warszawa 1999.
282. Szczepanik R.: *System diagnostyczny turbinowych silników odrzutowych SO-3, SO-3W". 5th International Conference „Aircraft and helicopter diagnostic* Airdiag'97, grudzień 11-12.1997 r.
283. Szelmanowski A., Michalak S., Sajda K., Gierałt J.: *Możliwości diagnozowania systemu automatycznego sterowania lotem SAU-22 na podstawie parametrów lotu*, „Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej" 2007, Mechanika, z. 71, Awionika.
284. Szelmanowski A., Michalak S., Sajda K.: *Metoda diagnozowania systemu automatycznego sterowania lotem na podstawie parametrów lotu*, „Prace Naukowe Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych" 2006, nr 20.
285. Szklarski L., Jaracz K.: *Wybrane zagadnienia dynamiki napędów elektrycznych*. PWN, Warszawa 1986.
286. Szopliński Z.: *Badania i projektowanie układów regulacji*. WNT, Warszawa 1975.
287. Tarczyński A., Qu D.: *Optimal random sampling for spectrum estimation in DASP applications*, Int. J. Appl. Math. Comput. Sci. 2005, Vol. 15, No 4.
288. Tertil Z.: *Ocena komutacji maszyn elektrycznych w warunkach przemysłowych,* „Przegląd Elektrotechniczny" 1982, nr 6.
289. Tertil Z.: *Ocena komutacji maszyn elektrycznych w warunkach przemysłowych.* „Przegląd Elektrotechniczny" 1964, nr 2.
290. Tomaszek H., Żurek J., Jasztal M.: *Prognozowanie uszkodzeń zagrażających bezpieczeństwu lotów statków powietrznych*, Warszawa-Radom 2008.
291. Tony Ying, Uvon Tolbert, Paul Lewis, Ron Harrigal: *Micro-Adhesion in the Coining Process. Bluing on Proof Silver Coins: What It Is and How to Remove It.* "Tribology Transactions", 51:2008.
292. Topulus A., Iwanska J., Tabaczkiewicz E., Gontarz E.: *Mały ilustrowany leksykon techniczny*, WNT, Warszawa, 1982.

293. Trajos M., Monkiewicz W.: *Rozruch i zatrzymanie napędu elektrycznego zgodnie z zasadniczymi wymaganiami bezpieczeństwa*, „Zeszyty Problemowe – Maszyny Elektryczne" 2008, nr 79.
294. Tumański S.: *Technika pomiarowa*. WNT, Warszawa 2007.
295. *Urządzenie do pomiaru deformacji na wale obrotowym*. Patent USA nr 3757580, 1973.
296. *Urządzenie do pomiaru momentu obrotowego metodą przesunięcia fazy*. Patent USA nr 3796093, 1974.
297. *Urządzenie do pomiaru momentu skręcającego*. Patent USA nr 3824848, 1974.
298. Wang W.: *Damage Detection of Gas Turbine Engine by Analysing Blade Tip Timing Data*. Proc. Of HUMS 2003. Conference DSTO, Australia 2003.
299. Wendeker M.: C*hwilowa prędkość kątowa i kąt skręcania wału korbowego jako sygnały diagnostyczne*. Informator ITWL nr 328/95; Materiały III Krajowej Konferencji „Diagnostyka Techniczna Urządzeń i Systemów".
300. Witczak P.: *The Magnetostriction Forces in the Induction Motor*, COMPEL 1995, Vol. 14, No. 4.
301. Witoś M., Kowalski M.: *Aspekty metrologiczne bezdotykowego diagnozowania wirujących łopatek sprężarki.* „Biuletyn WAT" 2008, Vol. LVII, nr 2.
302. Witoś M.: *Weryfikacja metod analizy danych z nierównomiernego próbkowania – rozpoznanie literaturowe.* Sprawozdanie ITWL, Warszawa 2010, (niepublikowane).
303. Witoś M.: *Zwiększenie żywotności silników turbinowych poprzez aktywne diagnozowanie i sterowanie*. „Prace Naukowe Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych" 2011, nr 29.
304. Wojnar A, Zdzieborski T.: *Analiza błędów anomalnych w cyfrowych pomiarach częstotliwości*. „Biuletyn WAT" 1974, nr 2(258).
305. Wojnar A.: *Statystyczna analiza przejść przez zero w teorii sygnałów*. „Prace Instytutu Tele- i Radiotechnicznego" 1965, t. 9 nr 3.
306. Wojnar A.: *Teoria sygnałów*. WNT, Warszawa 1988.
307. Woliński W.: *Analiza dokładności kinematycznej zazębienia walcowego dla modelu współpracy jednostronnej*. Praca doktorska. Poznań 1989.
308. Wróbel T.: *Określenie liczby zębów stojana prądnicy induktorowej typu Lorentza - Schmidta*. „Biuletyn WAT" 1971, nr 4(224).
309. Wróbel T.: *Prądnice zwiększonej częstotliwości*. Wyd. MON, 1972.
310. Wróbel T.: *Studium teoretyczne i eksperymentalne zagadnienia pulsacji napięcia prądnic tachometrycznych prądu stałego*. Dodatek do „Biuletynu WAT" 1974, nr 3(259).
311. Wróbel T.: *Studium zagadnienia pulsacji napięcia prądnic tachometrycznych o wyjściu stałoprądowym*. Dodatek do „Biuletynu WAT" 1977, nr 6(298).
312. WSK Rzeszów: *Opis silnika SO-3.* Wydanie II, Rzeszów 1977.
313. Zieja M.: *Analiza możliwości synchronizacji sygnałów z metod FAM-C i FDM-A – utworzenie podstaw matematycznych modelu* [w:] Sprawozdanie nr 250/43/2008 z pracy p.t. *Realizacja pkt. 1. harmonogramu projektu badawczego własnego nr NN509 360234 „*Uniwersalizacja metody diagnozowania węzłów łożyskowych

i elementów wirujących zespołów napędowych oparta na metodach modulacji częstotliwości FAM-C oraz FDM-A", Warszawa 2008, 4426/50.
314. Zwierzchowski S.: *Kryteria i metody wyboru parametrów dynamicznych układów mechanicznych z uwzględnieniem węzłów kinematycznych*. Rozprawa habilitacyjna.
315. Żic M.Z.: *Pieriechodnyje processy w maszynach postajannogo toka.* „Energia", Moskwa 1974.
316. Żurek J. i inni: *Żywotność śmigłowców*. Warszawa 2006.
317. Żurek Z.H.: *Badania stanu ferromagnetycznych elementów maszyn w polu magnetycznym*. „Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej" 2005, nr 1678.

SPIS RYSUNKÓW

Rys. 1.1. Schemat blokowy „stacji nadawczej" w procesie obiegu informacji diagnostycznej o stanie technicznym mechanicznego zespołu napędowego FAM-C i FDM-A 30
Rys. 1.2. Schemat blokowy procesu obiegu informacji diagnostycznej o stanie technicznym mechanicznego zespołu napędowego za pomocą metody wibroakustycznej 31
Rys. 1.3. Czujnik reluktancyjny (CRL) w zespole z palisadą łopatek sprężarki silnika turbinowego jako element osobliwy do monitorowania pierwotnych sygnałów diagnostycznych (poszczególnych par kinematycznych) mechanicznego zespołu napędowego 33
Rys. 1.4. Prądnica-przetwornik jako element osobliwy do monitorowania pierwotnych sygnałów diagnostycznych (poszczególnych par kinematycznych) mechanicznego zespołu napędowego 34
Rys. 1.5. Porównanie geometrii zębów wirnika prądnicy elektrycznej z palisadą łopatek sprężarki silnika turbinowego 34
Rys. 1.6. Porównanie geometrii nabiegunników stojana prądnicy elektrycznej z korpusem sprężarki silnika turbinowego 35
Rys. 1.7. Metoda FAM-C na tle innych metod diagnostycznych podczas monitorowania stanu technicznego zespołu napędowego samolotu MiG-29 – rysunek poglądowy 37
Rys. 2.1. Badanie urządzenia LUZES-V z silnikiem turbinowym GTD-350 po skokowym zmniejszeniu obciążenia prądowego 44
Rys. 2.2. Prądnica prądu przemiennego z trzema parami biegunów 47
Rys. 2.3. Przebieg napięcia wyjściowego prądnicy prądu przemiennego z trzema parami biegunów przy stałej prędkości kątowej bez zmodulowań 49
Rys. 2.4. Sposób oddziaływania wady mechanicznej badanego zespołu napędowego na zmodulowanie napięcia prądnicy-przetwornika 50
Rys. 2.5. Sposób odzwierciedlenia teoretycznych zmodulowań napięcia prądnicy-przetwornika w przebiegu zmian przyrostów czasu pomiędzy kolejnymi przejściami przebiegu napięcia przez poziom zero 50
Rys. 2.6. Sposób odzwierciedlenia teoretycznych zmodulowań napięcia prądnicy-przetwornika w przebiegu zmian częstotliwości chwilowej 51
Rys. 2.7. Sposób odzwierciedlenia teoretycznych zmian chwilowej prędkości obrotowej w przebiegu częstotliwości chwilowej prądnicy-przetwornika 51
Rys. 2.8. Sposób tworzenia punktów charakterystycznych 52
Rys. 2.9. Zbiory charakterystyczne w przestrzeni trójwymiarowej (f_p, n, ΔF) dla typowych uszkodzeń zespołu napędowego statku powietrznego – diagram wysokości zbiorów charakterystycznych 54

Rys. 2.10. Przykład rzeczywistego przebiegu częstotliwości chwilowej – przebieg z prądnicy tachometrycznej D-10/2 w konfiguracji trójfazowej z silnika SO-3W przy prędkości obrotowej wału głównego n = 15100 obr/min 55
Rys. 2.11. Przykład rzeczywistych zbiorów charakterystycznych wąskopasmowych otrzymanych z prądnicy tachometrycznej D-10/2 w konfiguracji trójfazowej z silnika SO-3W przy prędkości obrotowej wału głównego n = 15 600 obr/min.....56
Rys. 2.12. Wirnik z czterema żłobkami wirnika oraz wykres zmian siły elektromotorycznej między szczotkami komutatorowej prądnicy prądu stałego.....65
Rys. 2.13. Zmiany składowej pulsacji dla komutatorowej prądnicy prądu stałego GSR-ST-1200WT przy obciążeniu minimalnym (I≈1A).....70
Rys. 2.14. Zmiany składowej pulsacji dla komutatorowej prądnicy prądu stałego GSR-ST-12000WT przy obciążeniu znamionowym (I≈300 A) 70
Rys. 2.15. Zmiany składowej pulsacji dla komutatorowej prądnicy prądu stałego GSR-ST-12000WT przy zwarciu uzwojenia w wirniku 71
Rys. 2.16. Kształt przebiegu składowej pulsacji dla komutatorowej prądnicy prądu stałego 71
Rys. 2.17. Pierwotne prążki sygnału diagnostycznego – wahania prędkości poszczególnych (dwóch) par kinematycznych dozorowanego zespołu napędowego 79
Rys. 2.18. Związki pomiędzy prążkiem głównym „fali" nośnej generowanej przez prądnicę-przetwornik (f_{NG}) a częstotliwościami podnośnymi poszeczególnych par kinematycznych badanego zespołu napędowego.....79
Rys. 2.19. Zobrazowania po detekcji FAM-C lub FDM-A.....80
Rys. 2.20. Związki pomiędzy prążkiem głównym „fali" nośnej generowanej przez trójfazową prądnicę-przetwornik (f_{N3G}) a częstotliwościami podnośnymi poszeczególnych par kinematycznych badanego zespołu napędowego – podstawowy zespół zbiorów charakterystycznych 81
Rys. 2.21. Związki pomiędzy prążkiem głównym „fali" nośnej generowanej przez trójfazową prądnicę-przetwornik (f_{N3G}) a częstotliwościami podnośnymi poszeczególnych par kinematycznych badanego zespołu napędowego – pełny (rozszerzony) zespół zbiorów charakterystycznych.....82
Rys. 2.22. Zobrazowania po detekcji pomiaru trójfazowego FAM-C 82
Rys. 2.23. Węzeł przestrajania częstotliwości generatora podstawy czasu dla układu pozyskiwania zobrazowań (ΔF,f_p) – projekt – schemat blokowy obiegu sygnałów 84
Rys. 2.24. Schemat blokowy wadliwej pary kinematycznej jako modulatora prędkości kątowej 86
Rys. 2.25. Prądnica-przetwornik w ujęciu sygnałów wejścia-wyjścia.....87
Rys. 3.1. Dwa wały z wadą mimośrodowości połączone sprzęgłem kłowym „S" 92
Rys. 3.2. Schemat połączenia wypustowego dwóch wałów z wadą mimośrodowości, przekrój poprzeczny 92
Rys. 3.3. Wykres fazowy połączenia wypustowego dwóch wałów z wadą mimośrodowości, przekrój poprzeczny 93

Rys. 3.4. Nadmierne zużycie koła zębatego przy wadzie mimośrodowości 93
Rys. 3.5. Teoretyczne zmiany chwilowej prędkości kątowej przy mimośrodowym połączeniu na wypust z luzem 94
Rys. 3.6. Przekrój poprzeczny połączenia wałka z tuleją napędzającą przy mimośrodowym połączeniu na wypust z luzem 94
Rys. 3.7. Teoretyczny przebieg częstotliwości chwilowej dla pary kinematycznej przy wadzie mimośrodowości z luzem 97
Rys. 3.8. Przykładowy rzeczywisty przebieg częstotliwości chwilowej dla pary kinematycznej przy wadzie mimośrodowości z luzem 97
Rys. 3.9. Teoretyczny wykres kołowy przebiegu częstotliwości chwilowej dla pary kół zębatych z luzem 98
Rys. 3.10. Przekrój podłużny połączenia wałka prądnicy w tulei napędowej przy przekoszeniu połączenia o kąt β 101
Rys. 3.11. Widok aksjomatyczny połączenia wałka prądnicy z tuleją napędową przy połączeniu z przekoszeniem o kąt β 102
Rys. 3.12. Wykres kołowy zmian wartości chwilowej prędkości kątowej przy połączeniu wałów z przekoszeniem 104
Rys. 3.13. Wałek wielowypustowy prądnicy prądu przemiennego SGO-8 po 800 h pracy na laboratoryjnym stanowisku napędowym LUZES-II z przekoszeniem $\beta = 1{,}5^{o}$ 104
Rys. 3.14. Wykres kołowy wyjściowej prędkości obrotowej przy złożeniu przekoszenia połączenia i mimośrodowości 107
Rys. 3.15. Przekrój podłużny połączenia wielowypustowego z tuleją napędową z wadą mimośrodowości i przekoszenia 107
Rys. 3.16. Wałek wielowypustowy prądnicy prądu przemiennego GT-40PCz6 przy długotrwałej pracy z przekoszeniem i przesunięciem mimośrodowym 108
Rys. 3.17. Przemieszczanie dwóch płaskich płyt względem siebie na wałku tocznym 111
Rys. 3.18. Przemieszczanie się koszyka łożyska względem bieżni wewnętrznej 112
Rys. 3.19. Zmiana wartości znamionowej współczynnika toczenia p_{sN} w funkcji zmian średnicy elementu tocznego d_k przy danej średnicy bieżni wewnętrznej D_w 113
Rys. 3.20. Nanoszenie znaku kontrolnego na pierścieniu wewnętrznym oraz na koszyku łożyska tocznego prądnicy lotniczej 114
Rys. 3.21. Przemieszczanie się zbiorów charakterystycznych łożyska przy różnej wartości średniej współczynnika toczenia elementów tocznych 116
Rys. 3.22. Kinematyczny schemat poglądowy dla niewspółosiowości „ujemnej” podpór wału 117
Rys. 3.23. Zmiany współczynnika toczenia łożyska środkowego silnika SO-3 z lokalnym minimum świadczącym o błędzie współosiowości 118
Rys. 3.24. Przekrój silnika jednoprzepływowego, jednowałowego typu SO-3 z walcami kontrolnymi przygotowanymi do pomiaru mechanicznego współśrodkowości gniazd łożyskowych 119

Rys. 3.24a. Trzy gniazda łożyskowe z zaznaczeniem środków symetrii z zachowaniem współosiowości środków symetrii gniazd łożyskowych według typowych pomiarów stosowanych przez zakład remontowy, ale z przekoszeniem tworzącej powierzchnię cylindryczną gniazda łożyskowego nr 3 119
Rys. 3.24b. Trzy gniazda łożyskowe z zaznaczeniem środków symetrii z zachowaniem współosiowości środków symetrii gniazd łożyskowych według pomiarów typowo stosowanych przez zakład remontowy bez przekoszenia 120
Rys. 3.25. Sposób współpracy łożyska przy normalnym obtaczaniu się elementów tocznych pomiędzy bieżniami – elementy toczne swym obwodem pociągają koszyk łożyska 121
Rys. 3.26. Sposób współpracy elementów łożyska tocznego po opadnięciu koszyka – koszyk uzyskuje zwiększoną prędkość i zaczyna wtórnie napędzać elementy toczne 121
Rys. 3.27. Zmiany współczynnika toczenia (w funkcji prędkości obrotowej) łożyska środkowego silnika SO-3 z lokalnym maksimum świadczącym o opadnięciu koszyka na bieżnię wewnętrzną 122
Rys. 3.28. Zmiany współczynnika toczenia (w funkcji prędkości obrotowej) łożyska środkowego silnika SO-3 poprawnie działającego 122
Rys. 3.29. Bieżnia wewnętrzna łożyska środkowego 123
Rys. 3.30. Koszyk łożyska środkowego – widok w rzucie ukośnym – ze śladami ocierania o czop 124
Rys. 3.31. Koszyk łożyska środkowego – rzut pionowy – ze śladami ocierania o kryzę bieżni wewnętrznej łożyska 124
Rys. 3.32. Koszyk łożyska środkowego – zbliżenie 125
Rys. 3.33. Zbiory charakterystyczne dla łożysk z rezonansem 129
Rys. 3.34. „Fałszywe odciski Brinella" (zaznaczono strzałkami) na bieżni łożyska długotrwale pracującego w stanie rezonansowym 130
Rys. 3.35. Charakterystyka wysokości zbiorów charakterystycznych poprawnie osadzonego łożyska tocznego w zależności od wartości znamionowej prędkości obrotowej wału 130
Rys. 3.36. Charakterystyka współczynnika toczenia dla poprawnie osadzonego łożyska tocznego w zależności od wartości znamionowej prędkości obrotowej wału 131
Rys. 3.37. Wysokość zbiorów charakterystycznych łożyska tocznego osadzonego na czopie ze zbyt dużym wciskiem, w funkcji prędkości obrotowej wału 132
Rys. 3.38. Charakterystyka współczynnika toczenia dla łożyska tocznego osadzonego ze zbyt dużym wciskiem, w funkcji prędkości obrotowej wału 132
Rys. 3.39. Element toczny łożyska o zbyt silnym zacisku, ze śladami „frezowania" i sfalowania powierzchniowego wywołanego nadmiernym wydzielaniem energii cieplnej 135

Rys. 3.40. Zbiory charakterystyczne silnika turbinowego nr 215 przed długotrwałymi przestojami 136
Rys. 3.41. Zbiory charakterystyczne silnika turbinowego nr 215 po 7-miesięcznym postoju bez konserwacji....136
Rys. 3.42. Uplastyczniony czop łożyska....137
Rys. 3.43. Pęknięta tuleja mocująca bieżnię zewnętrzną łożyska tocznego do korpusu silnika turbinowego....137
Rys. 3.44. Wysokość zbiorów charakterystycznych pierwszej podharmonicznej po pęknięciu tulei mocującej bieżnię wewnętrzną łożyska do korpusu silnika turbinowego....138
Rys. 3.45. Zmiany wysokości zbiorów charakterystycznych pierwszej harmonicznej po pęknięciu tulei mocującej bieżnię wewnętrzną łożyska do korpusu silnika turbinowego....139
Rys. 3.46. Koszyk-separator ze zużytego sprzęgła jednokierunkowego 140
Rys. 3.47. Sprzęgło jednokierunkowe – schemat poglądowy....141
Rys. 3.48. Zbiór punktów charakterystycznych dla skrzyni napędów KSA-2 ze zużytym sprzęgłem jednokierunkowym....142
Rys. 3.49. Zobrazowania związane z zapowietrzeniem układu hydraulicznego....143
Rys. 3.50. Przebieg częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$ trójfazowego kanału pomiarowego FAM-C dla silnika turboodrzutowego, którego łożysko miało odłamane pięć elementów separujących....144
Rys. 3.51. Łożysko toczne z rozerwanym obwodem koszyka i wyłamanymi pięcioma elementami separującymi....145
Rys. 3.52. Przebieg $f_i = f(t)$ kanału pomiarowego AC dla nadmiernych luzów międzyzębnych pary kół zębatych w zużytej skrzynce napędów prądnic śmigłowca Mi-24 – widoczne pojedyncze impulsy szpilkowe....146
Rys. 3.53. Uszkodzone koło zębate w skrzynce napędów śmigłowca Mi-24....147
Rys. 3.54. Przykładowe zmiany wartości kąta zerwania pasowania (wciskowego) pomiędzy pierścieniem łożyska tocznego a czopem....148
Rys. 3.55. Przykładowe wartości częstości zerwań pasowania (wciskowego) pomiędzy pierścieniem łożyska tocznego a czopem....149
Rys. 3.56. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$ przykładowej pulsacji prądnicy prądu stałego....149
Rys. 3.57. Czop łożyska środkowego silnika jednowałowego turboodrzutowego po długotrwałym zrywaniu połączenia wciskowego czopa z pierścieniem wewnętrznym łożyska tocznego....150
Rys. 4.1. Schemat blokowy struktury metrologicznej metod FAM-C i FDM-A....153
Rys. 4.2. Zmiany parametrów charakterystycznych modulacji częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy w zależności od relacji częstotliwościowych i fazowych pomiędzy częstotliwością przebiegu wahań mechanicznych a częstotliwością znamionową danej prądnicy-przetwornika....159

Rys. 4.3. Schemat stanowiska naśladujący zjawiska modulacji prędkości kątowej mechanicznego zespołu napędowego oraz jego odzwierciedlenie w modulacji częstotliwości napięcia pokładowej prądnicy prądu stałego SP przez FAM-C, umożliwiający kalibrację układu diagnostycznego 162
Rys. 4.4. Wyznaczanie błędu amplitudy oraz błędu fazy dla przebiegu modulującego piłokształtnego – rysunek poglądowy dla próbkowania pierwotnego jednofazowego półokresowego $k_r = 20$ 163
Rys. 4.5. Zmiany względne błędu amplitudy dla przebiegu piłokształtnego w zależności od zmian wartości współczynnika krotności k_r 163
Rys. 4.6. Zmiany względne błędu fazy dla przebiegu piłokształtnego w zależności od zmian wartości współczynnika krotności k_r 164
Rys. 4.7. Przebieg trójfazowy i sposób zliczania czasu pomiędzy przejściami przez poziom zero 166
Rys. 4.8. Układ kondycjonowania sygnału jako trójnik 169
Rys. 4.9. Wyznaczanie błędu amplitudy oraz błędu fazy dla przebiegu modulującego prostokątnego o współczynniku wypełnienia 50% – rysunek poglądowy dla próbkowania pierwotnego jednofazowego półokresowego $k_r = 27$ 170
Rys. 4.10. Uniwersalny ogólny schemat blokowy podzespołów umieszczonych w komputerze pomiarowym zaadaptowanym na potrzeby metod FAM-C i FDM-A z zaznaczeniem badanych podzespołów dla dwupołówkowego systemu zliczania przejść przez poziom zero 171
Rys. 4.11. Przebieg częstotliwości chwilowej dla zmodulowań częstotliwości w formie przebiegu prostokątnego podczas sprawdzania funkcjonowania układu FDM-A w warunkach laboratoryjnych 172
Rys. 4.12. Schemat blokowy pomiaru kąta skręcania wału transmisji z wykorzystaniem modulacji częstotliwości napięcia dwóch różnych prądnic 175
Rys. 4.13. Przebiegi napięć z dwóch różnych prądnic wykorzystywane do pomiaru kąta skręcenia wału 175
Rys. 4.14. Sposób zliczania przejść przez zero dla trójfazowej prądnicy prądu przemiennego 176
Rys. 4.15. Sposób zliczania przejść przez zero dla komutatorowej prądnicy prądu stałego 176
Rys. 4.16. Oddziaływanie zakłóceń wysokoczęstotliwościowych na (niskoczęstotliwościowy) sygnał napięcia wyjściowego prądnicy-przetwornika 179
Rys. 4.17. Układ modulacji kwadraturowej w metodzie FAM-C 185
Rys. 5.1. Sposób podłączenia testera diagnostycznego DIA-KSA-CM do samolotu MiG-29 193
Rys. 5.2. Obsługa testera diagnostycznego DIA-KSA-CM w czasie testu na lotnisku 194
Rys. 5.3. System diagnostyczny SD-KSA 195

Rys. 5.4. Przykładowy widok okna edycji wszystkich dotychczas wykonanych pomiarów testerem DIA-KSA-CM na SP z określeniem przekroczeń w poszczególnych strefach 197
Rys. 5.5. Przykładowy wykres zużycia sprzęgieł jednokierunkowych w eskadrowej bazie danych 197
Rys. 5.6. Schemat blokowy polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – funkcja rozpoznawania rodzaju procesu zużywania mechanicznego – cz. 1. Rozpoznawanie modelu nadmiernych luzów promieniowych....200
Rys. 5.7. Schemat blokowy polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – funkcja rozpoznawania rodzaju procesu zużywania mechanicznego – cz. 2. Rozpoznawanie modelu zwiększonych luzów podłużnych 201
Rys. 5.8. Schemat blokowy polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – funkcja rozpoznawania rodzaju procesu zużywania mechanicznego – cz. 3. Rozpoznawanie modelu zwiększonych oporów biernych podpór łożyskowych 202
Rys. 5.9. Schemat blokowy polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – funkcja rozpoznawania rodzaju procesu zużywania mechanicznego – cz. 4. Rozpoznawanie modelu zmniejszonych luzów promieniowych podpór łożyskowych 203
Rys. 5.10. Schemat blokowy struktury logicznej polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – cz. 1. Formowanie zbiorów charakterystycznych i przebiegów czasowych 209
Rys. 5.11. Schemat blokowy struktury logicznej polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – cz. 2. Rozpoznawanie rodzaju modelu zużyciowego 210
Rys. 5.12. Schemat blokowy struktury logicznej polowego testera do krótkookresowego diagnozowania podpór łożyskowych silników SO-3/3W – cz. 3. Wypracowanie prognozy diagnostycznej....211
Rys. 5.13. Samolot TS-11 Iskra z przyłączonym testerem diagnostycznym DIA-SO3....212
Rys. 5.14. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej lewego silnika z Mi-24 nr 65 – wzorzec pozytywny 213
Rys. 5.15. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej prawego silnika z Mi-24 nr 84 – pomiar nr 3 – wzorzec negatywny 214
Rys. 5.16. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej prawego silnika z Mi-24 nr 65 – wzorzec pozytywny 214
Rys. 5.17. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej prawego silnika z Mi-24 nr 84 – wzorzec negatywny....215

Rys. 5.18. Pierścień wewnętrzny górnego (głównego) łożyska z przekładni głównej WR-24 wzorca negatywnego 215
Rys. 5.19. Gniazdo łożyskowe górnego łożyska z przekładni głównej WR-24 wzorca negatywnego....216
Rys. 5.20. Schemat poglądowy skrzynki napędu prądnic....218
Rys. 5.21. Pomiary wielowypustów wałków napędowych prądnicy GT-40PCz6....219
Rys. 5.22. Wykres biegunowy zużycia wielowypustów prądnicy prawej 220
Rys. 5.23. Rozmieszczenie elementów transmisji pomiędzy silnikiem a prądnicą na śmigłowcu Mi-24....221
Rys. 5.24. Śmigłowiec Mi-24 z przerwanym systemem transmisji na skutek uszkodzenia wewnętrznego w skrzynce napędu prądnic 221
Rys. 5.25. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru jednofazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 2 – okno czasowe 60 s, widoczna składowa wolnozmienna od dudnień 225
Rys. 5.26. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 2 – okno czasowe 60 s, widoczne dwa impulsy szpilkowe....226
Rys. 5.27. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 2 – okno czasowe 0,01 s, widoczny powiększony jeden impuls szpilkowy 226
Rys. 5.28. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 2 – okno czasowe 1 s 227
Rys. 5.29. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 2 – okno czasowe 0,1 s, przebieg pomiędzy dwoma impulsami szpilkowymi 227
Rys. 5.30. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 2 – okno czasowe 0,1 s, w czasie, gdy nie występują impulsy szpilkowe 228
Rys. 5.31. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 1 – okno czasowe 0,1 s, widoczne podcięcia na zboczach opadających świadczące o luzach obwodowych 228
Rys. 5.32. Przebieg częstotliwości chwilowej otrzymany z pomiaru trójfazowego FAM-C z prądnicy SGS-40PU ze śmigłowca Mi-17 nr 1 – okno czasowe 0,1 s, widoczny przebieg sinusoidalny, równomierny i stabilny w czasie 229
Rys. 5.33. Uproszczony rysunek poglądowy silnika z zapłonem samoistnym 230
Rys. 5.34. Schemat blokowy układu napędowego siłowni okrętowej zasilanej przez dwa silniki z zapłonem samoistnym....231
Rys. 5.35. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej głównego zespołu napędowego promu Pomerania – pomiar trójfazowy 232

Rys. 5.36. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej głównego zespołu napędowego promu Pomerania – pomiar trójfazowy – powiększenie 233
Rys. 5.37. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej rezerwowego agregatu prądotwórczego 234
Rys. 5.38. Uproszczony rysunek złożeniowy przetwornicy elektromaszynowej przystosowanej w ITWL do kontrolowanego zadawania błędów montażowych 236
Rys. 5.39. Przebieg zmian średniej prędkości obrotowej po wyłączeniu źródła energii z zaznaczonymi pasmami prędkości znamionowych 241
Rys. 5.40. Lokalne zjawiska rezonansowe obserwowane dla prędkości obrotowej po wyłączeniu źródła energii 243
Rys. 6.1. Wysokość zbioru charakterystycznego (dla siedmiu znamionowych prędkości silnika) łożyska środkowego dla silnika nr 215 w czasie badania FDM-A po remoncie 247
Rys. 6.2. Wysokość zbioru charakterystycznego (dla siedmiu znamionowych prędkości silnika) łożyska środkowego dla silnika nr 215 wg FDM-A po 30 h eksploatacji (od prac remontowych) 247
Rys. 6.3. Ślad przegrzewania się wnętrza czopa łożyska środkowej podpory silnika turboodrzutowego 249
Rys. 6.4. Łożysko toczne wałkowe po pracy w środowisku o podwyższonej zawartości opiłków w układzie smarowania 250
Rys. 6.5. Zmiany wysokości zbiorów charakterystycznych DC łożyska środkowego i tylnego podczas kontrolowanego zacierania silnika turboodrzutowego 251
Rys. 6.6. Wysokość zbiorów charakterystycznych łożyska tocznego osadzonego na czopie ze zbyt dużym wciskiem, w funkcji prędkości obrotowej wału głównego 252
Rys. 6.7. Charakterystyka współczynnika toczenia dla łożyska tocznego osadzonego ze zbyt dużym wciskiem 252
Rys. 6.8. Porównanie różnorodności powierzchni elementów tocznych 253
Rys. 6.9. Wysokość zbiorów charakterystycznych łożyska tocznego z rezonansem 254
Rys. 6.10. Przebieg $f_i = f(t)$ – metoda FAM-C – widoczna składowa szybkozmienna quasi-sinusoidalna z wielokrotnymi podcięciami zmodulowana amplitudowo przez składową wolnozmienną 257
Rys. 6.11. „Rezonansowy" kształt obwiedni wysokości zbiorów charakterystycznych kanału AC (metoda FAM-C) łożyska środkowego o zwiększonych luzach podłużnych 257
Rys. 6.12. Przebieg $f_i = f(t)$ – widoczna składowa wolnozmienna (obwiednia) o znacznej wartości modulacji amplitudy (p>30%) 258
Rys. 6.13. Pokrywa łożyska środkowej podpory silnika SO-3 nr 232 ze śladami uderzeń mechanicznych 258

Rys. 6.14. Wałek napędowy prądnicy GSR-ST-6000A z silnika SO-3 z beczułkowatymi ubytkami na płaszczyźnie przyporu zębów wielowypustów, charakterystycznymi dla przekoszenia 259
Rys. 6.15. Wnętrze wału turbiny silnika SO-3 z wadą zwiększonych luzów podłużnych środkowej podpory 259
Rys. 6.16. Przebieg zmian wysokości zbiorów charakterystycznych DC łożyska tocznego w zależności od czasu eksploatacji $\Delta F_{max} = f(\Theta)$.....263
Rys. 6.17. Przebieg zmian dobroci Q zbiorów charakterystycznych DC łożyska tocznego w zależności od czasu eksploatacji $Q = f(\Theta)$ 264

SPIS TABLIC

Tablica 1. Minimalna liczba par biegunów prądnicy-przetwornika niezbędna do wykrycia luzów międzyzębnych o zadanej rozdzielczości pomiaru luzów 74
Tablica 2. Wartość kąta obtoczenia dla wybranych gabarytów łożysk lotniczych 114
Tablica 3. Impulsy zanikowe dla silnika SO/SO-3W otrzymane z toru pokładowej prądnicy prądu stałego GSR-ST-6000WT 148
Tablica 4. Parametry zadane (na generatorze funkcji) przebiegów piłokształtnych częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$ 161
Tablica 5. Wartości fali prostokątnej zmodulowań częstotliwości FSK, ustawiane na generatorze funkcji w celu symulowania zmian modulacji częstotliwości składowej pulsacji prądnicy prądu stałego, powodowanych przez podpory wirnika silnika SO3/3W przy dziesięciokrotnym zmniejszeniu częstotliwości procesu dla n = 7000 obr/min i 15 600 obr/min – wartości zadane 171
Tablica 6. Pomiar parametrów częstotliwości prądniczki tachometrycznej D-10/2 181
Tablica 7. Pomiar parametrów napięcia wyjściowego prądniczki tachometrycznej D-10/2, testy nr 54, 69, 88 182
Tablica 8. Pomiar parametrów napięcia wyjściowego prądniczki tachometrycznej D-10/2, testy nr 52, 87, 86 183
Tablica 9. Wartości wybranych parametrów dla wybranych podzespołów promu Polonia 235
Tablica 10. Wybrane dane konstrukcyjne promu Polonia 235
Tablica 11. Wartości parametrów wad sprzęgieł promu Polonia 235
Tablica 12. Zestawienie parametrów wybranych uszkodzeń montażowych przetwornic oraz parametrów ich odzwierciedlenia w zjawiskach elektrycznych 239
Tablica 13. Wykaz wartości parametrów stanów granicznych wybranych typów lotniczych przetwornic elektromaszynowych dla metod FAM-C 240
Tablica 14. Wartość parametrów dobroci i czasu eksploatacji silnika SO-3 z TS-11 Iskra 265