

Andrzej Gębura

**METODA MODULACJI CZĘSTOTLIWOŚCI
NAPIĘCIA PRĄDNIC POKŁADOWYCH
W DIAGNOZOWANIU
ZESPOŁÓW NAPĘDOWYCH**



WYDAWNICTWO INSTYTUTU TECHNICZNEGO WOJSK LOTNICZYCH

WARSZAWA 2010

RECENZENCI

prof. dr hab. inż. Tadeusz DĄBROWSKI

prof. dr hab. inż. Paweł LINDSTEDT

REDAKTOR WYDANIA

mgr inż. Krzysztof BUBRZYK

ADIUSTACJA I KOREKTA

mgr Magdalena MALCZEWSKA

ŁAMANIE TEKSTU

Elżbieta MAKSYMOWICZ

PROJEKT OKŁADKI

Piotr TARASIEWICZ

© Copyright by Wydawnictwo Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych, wyd. I, 2010 r.

ISBN 978-83-61021-20-9

WYDAWNICTWO INSTYTUTU TECHNICZNEGO WOJSK LOTNICZYCH

01-494 Warszawa 46, skr. poczt. 96, ul. Księcia Bolesława 6

Nakład 200 egz. Papier offset. kl. III/80. Oddano do druku w lutym 2010 r.

Druk ukończono w marcu 2010 r. Zam. nr 6/2010.

Drukowano w Instytucie Technicznym Wojsk Lotniczych

Spis treści

PRZEDMOWA	7
PODSTAWOWE DEFINICJE I OZNACZENIA	11
WSTĘP	15
Rozdział 1	
WPROWADZENIE DO METOD FAM-C I FDM-A. TWIERDZENIA	
PODSTAWOWE: „MECHANICZNE” i „ELEKTRYCZNE”	21
1.1. Geneza powstania metod FAM-C i FDM-A	21
1.2. Opis metody FAM-C	26
1.3. Warunki rozróżnialności badanego sygnału w metodzie FDM-A	35
1.4. Opis metody FDM-A	39
1.4.1. Charakterystyka ogólna pulsacji prądu stałego	40
1.4.2. Pulsacje żłobkowe w tworniku nośnikiem informacji diagnostycznej o stanie zespołu napędowego	43
1.4.3. Pulsacje biegunowe	45
1.4.4. Pulsacje komutatorowe	46
1.5. Porównanie czułości metod FAM-C i FDM-A	49
1.6. Wybrane elementy opisu matematycznego zależności pomiędzy niektórymi wadami mechanicznymi a parametrami modulacji prądu	52
1.6.1. Wprowadzenie – założenia podstawowe	52
1.6.2. Mimośrodowość połączeń	55
1.6.3. Przekoszenia połączeń	60
1.6.4. Jednoczesne oddziaływanie przekoszenia i przesunięcia mimośrodowego modulatorem częstotliwości	66
1.7. Podsumowanie rozważań teoretycznych dotyczących podstaw metod FAM-C i FDM-A	69
Rozdział 2	
CHARAKTERYSTYKA METROLOGICZNA METOD	
FAM-C I FDM-A	71
2.1. Opis metrologiczny procesu diagnozowania dla metod FAM-C i FDM-A	71
2.2. Analiza strukturalna sposobu próbkowania	73
2.2.1. Próbkowanie pierwotne	74
2.2.1.1. Próbkowanie pierwotne dla zespołów napędowych bez uwzględnienia luzów	74

2.2.1.2. Próbkowanie pierwotne dla zespołów napędowych z uwzględnieniem luzów	80
2.2.2. Próbkowanie wtórne	80
2.2.2.1. Układy pomiarowe	81
2.2.2.2. Analiza błędów metodycznych	83
2.2.2.3. Analiza błędów pomiaru	84
2.2.2.4. Analiza częstotliwości pomiarowych kart licznikowych	84
2.3. Przetwarzanie komputerowe – etap tworzenia zobrażeń zbiorów charakterystycznych i przebiegów częstotliwości chwilowej	86
2.3.1. Opis procedury obróbki kanału DC pomiaru parametrów badanego zespołu napędowego	86
2.3.2. Opis procedury przetwarzania komputerowego dla przebiegu $f_i = f(t)$ kanału DC	86
2.3.3. Opis procedury przetwarzania komputerowego dla zbiorów charakterystycznych $\Delta F = f(f_p)$ kanału DC	89
2.3.4. Opis procedury przetwarzania komputerowego kanału AC pomiaru parametrów badanego zespołu napędowego	90
2.3.5. Opis procedury przetwarzania komputerowego dla przebiegu $f_i = f(t)$ kanału AC	91
2.3.6. Opis procedury przetwarzania komputerowego dla zbiorów charakterystycznych $\Delta F = f(f_p)$ kanału AC pomiaru parametrów badanego zespołu napędowego	93

Rozdział 3

APLIKACJE METOD FAM-C I FDM-A	97
3.1. Badania urządzeń LUZES II i LUZES III	98
3.1.1. Opis konstrukcji poszczególnych urządzeń typu LUZES	98
3.1.2. Stanowisko pomiarowe na bazie LUZES II	100
3.1.3. Stanowisko pomiarowe na bazie LUZES III	101
3.1.4. Układ pomiarowy do badania zespołu napędowego LUZES i jego właściwości	102
3.1.5. Aplikacje metody FAM-C w diagnozowaniu przekładni TUN-75/R	118
3.1.6. Modelowanie mimośrodowości połączeń z luzami; weryfikacja w oparciu o pomiary rzeczywiste	127
3.1.7. Luzy międzyzębne przekładni zębatej TUN-75/R i ich zobrazenia przy pomocy metody FDM-A	129
3.2. Badania siłowni okrętowych	131

3.2.1.	Opis obiektu badań i możliwości jego diagnozowania	131
3.2.2.	Opis układu pomiarowego do badania zespołów okrętowych	133
3.2.3.	Pomiary jednofazowe – diagnozowanie metodą FAM-C siłowni promu Polonia	136
3.2.4.	Pomiary trójfazowe – diagnozowanie metodą FAM-C siłowni promu Pomerania	137
3.2.5.	Osiągnięcia i przyszłość metody FAM-C w testowaniu siłowni okrętowych	140
3.3.	Badanie przetwornic elektromaszynowych	141
3.3.1.	Związek pomiędzy zużyciem pary kinematycznej a chwilową prędkością wirnika prądnicy. Opis konstrukcji poszczególnych typów przetwornic i ich uszkodzeń	145
3.3.2.	Typowe wady przetwornic maszynowych – pomiar parametrów przetwornic elektromaszynowych statków powietrznych	151
3.4.	Ocena sprzęgieł jednokierunkowych samolotu MiG-29 oraz stabilizatora hydraulicznego bloku GP-21	164
3.4.1.	Wprowadzenie do problematyki	164
3.4.2.	Opis techniczny i eksploatacja testera diagnostycznego DIA-KSA-CM	170
3.4.3.	Opis systemu diagnostycznego SD-KSA	174

Rozdział 4

ŁOŻYSKO TOCZNE I JEGO MONITOROWANIE METODAMI

FAM-C I FDM-A	181
4.1. Wstęp. Łożysko toczne jako obiekt mechaniczny	181
4.2. Znaczenie węzłów łożyskowych w silniku turbinowym – opis obiektu badań	183
4.3. Sposób i metody badań węzłów łożyskowych	186
4.3.1. Obiekt badań i jego najważniejsze pary kinematyczne	186
4.3.2. Układ pomiarowy i jego właściwości	189
4.3.3. Pozyskiwanie parametrów diagnostycznych ze zobrazań	198
4.3.3.1. Pozyskiwanie parametrów diagnostycznych ze zobrazań $\Delta F = f(f_p)$	198
4.3.3.2. Pozyskiwanie parametrów diagnostycznych ze zobrazań $f_i = f(t)$	201

4.3.3.3. Podsumowanie właściwości poszczególnych rodzajów prądnic w diagnozowaniu węzłów łożyskowych silnika turbinowego	202
4.4. Kompleks zwiększonych oporów biernych podpór łożyskowych	203
4.4.1. Wstęp. Monitorowanie skorodowanych łożysk metodami FAM-C i FDM-A w trakcie eksploatacji	203
4.4.2. Przebieg eksperymentu w hamowni ITWL	206
4.4.3. Podsumowanie. Objawy pracy łożyska o zbyt dużych oporach łącznych w metodach FAM-C i FDM-A	209
4.5. Kompleks zaciśniętych elementów tocznych pomiędzy bieżniami	210
4.5.1. Wprowadzenie do problematyki pasowań łożysk tocznych	210
4.5.2. Obserwacje prawidłowo i zbyt silnie zaciśniętego łożyska metodami FAM-C i FDM-A	211
4.5.3. Hipotezy przebiegu zjawisk	215
4.5.4. Podsumowanie. Skutki pracy zbyt silnie zaciśniętego łożyska oraz możliwości jego diagnozowania metodami FDM-A i FAM-C	218
4.6. Diagnostyka łożysk o nadmiernych luzach promieniowych	220
4.6.1. Zwiększone luzy łożysk tocznych w literaturze z zakresu mechaniki	220
4.6.2. Zjawiska żyroskopowe w łożyskach wałkowych silników turbinowych statków powietrznych	222
4.6.3. Diagnozowanie stanów rezonansowych w łożyskach tocznych	225
4.6.4. Możliwości metod FAM-C i FDM-A w wykrywaniu nadmiernych luzów promieniowych w łożysku	228
Rozdział 5	
ANALOGIE WYBRANYCH ZAGADNIENI ANALIZY SYGNAŁÓW I ZOBRAZOWAŃ W METODACH FAM-C ORAZ FDM-A	
5.1. Podstawowe analogie metody FAM-C i teorii przesyłu radiowego.....	233
5.2. Modulacja kwadraturowa.....	240
5.3. Dudnienia	240
5.4. Podobieństwa pomiędzy przesyłem fal radiowych a przesyłaniem informacji diagnostycznej w metodach FAM-C i FDM-A	242
Rozdział 6	
PODSUMOWANIE	
BIBLIOGRAFIA	

PRZEDMOWA

We współczesnym świecie jedną z podstawowych potrzeb człowieka jest przemieszczanie się, często na duże odległości, czy to w celach poznawczych, czy naukowych, handlowych, technicznych itp. Najszybszym środkiem transportu jest statek powietrzny. Trwająca od ponad stu lat pogoń za zwiększeniem jego prędkości doprowadziła do zastosowania, w czasie drugiej wojny światowej, do ich napędu silnika turbodrutowego. Olbrzymie, wręcz rewolucyjne jego zalety w stosunku do stosowanych silników tłokowych, jak znacznie większy iloraz siły ciągu i masy własnej, zostały okupione koniecznością znacznego zwiększenia prędkości obrotowej i w związku z tym trzeba było zastosować łożyska toczne (w miejsce ślizgowych). Łożyska te, jak wynika z teorii i z praktyki, generują drgania własne (w przeciwieństwie do stosowanych w silnikach tłokowych łożysk ślizgowych), co komplikuje system smarowania, obsługę i diagnozowanie. Ogólnie biorąc, pomijając sprawę diagnozowania węzłów łożyskowych silników turbinowych, w eksploatacji statków powietrznych powoli rezygnuje się z okresowych remontów i przeglądów zespołów napędowych na rzecz ich eksploatacji według stanu technicznego. Do realizacji takiego procesu niezbędne są skuteczne metody diagnostyczne, umożliwiające wykrywanie i lokalizowanie zużytych elementów zespołu napędowego. Jeśli wiadomo, który podzespół i w jakim czasie stanie się przyczyną zagrożenia bezpieczeństwa lotu, wówczas jego zamówienie i wymiana może być prawie nieodczuwalna dla przewoźnika.

Obsługa techniczna obiektów technicznych napotyka często na różne trudności dotyczące identyfikacji, lokalizacji i prognozowania ich uszkodzeń. Trudności te intensyfikują się dla złożonych (składających się z wielu elementów) obiektów technicznych, jak zespoły napędowe statku powietrznego. Niektóre elementy tych zespołów są niewralgicznymi ogniwami struktury niezawodnościowej zespołu – ich uszkodzenie grozi powstaniem niebezpiecznych przypadków. Trudności

te rozwiązuje interdyscyplinarna nauka – diagnostyka techniczna. Jej domeną jest opracowanie metod diagnozowania, prognozowanie i realizacja pomiaru diagnostycznego oraz weryfikacja wyników badań. Szeroko pojęta diagnoza to nie tylko określenie stanu technicznego zespołu napędowego w chwili wykonywania pomiaru. Zgodnie z normą PN-90/N-04002 diagnostyka obejmuje opracowanie genezy, diagnozy i prognozy. Opracowana monografia wychodzi naprzeciw tym potrzebom. Przedstawia ona nowatorską i oryginalną metodę diagnostyczną. Idea metody oparta jest na śledzeniu modulacji częstotliwości prądu prądnic pokładowej w celu monitorowania i diagnozowania sprzężonego z nią zespołu napędowego. Metoda zrodziła się z praktyki eksploatacyjnej statków powietrznych, stąd najwięcej uwagi poświęcono aplikacjom metody. Niniejsza praca opisuje zastosowania tej oryginalnej metody diagnostycznej do kilku rodzajów obiektów:

- a) węzłów mechanicznych układów zasilania lotniskowego typu LUZES,
- b) siłowni okrętowych,
- c) lotniczych przetwornic elektromaszynowych,
- d) sprzęgieł jednokierunkowych w samolotach MiG-29,
- e) łożysk tocznych w silnikach turbodrutowych samolotów TS-11 Iskra.

W ten sposób skupiono specjalistyczne rozważania dla istotnie różnych problemów z różnych środowisk eksploatacji. Taka forma, zdaniem autora, jednocześnie podkreśla uniwersalność metody. Dla każdego z wymienionych zespołów napędowych istnieją, z różnych przyczyn, dotąd nierozwiązane problemy dotyczące zjawisk mechanicznych. Podjęto więc próbę ich pogłębienia zarówno na bazie danych literaturowych, jak i własnych obserwacji i przemyśleń. Ideę metody diagnostycznej i jej najprostsze zastosowania opisano we wprowadzeniu.

Osobny rozdział poświęcono wybranym zagadnieniom analizy sygnałów w związku z analogiami przedmiotowej metody diagnostycznej a elementami analizy sygnałów. Aby utrzymać zwięzłość i czytelność całości opracowania zastosowano jednorodną numerację rysunków. Wiąże się to z chęcią zaznaczenia faktu, że pomimo różnorodności zastosowań przedmiotowej metody diagnostycznej, sama idea metody jest jedna.

Kiedy autor niniejszego opracowania, ok. 20 lat temu, tworzył podstawy przedmiotowej metody diagnostycznej, borykał się z wieloma trudnościami z pozyskaniem wiedzy z różnych dziedzin nauki i techniki: dynamiki ruchu mechanicznego, teorii sygnałów, elektromechaniki. Z każdej z nich należało wydzielić spójne elementy umożliwiające opracowanie metody, która zapewnia monitorowanie każdego ogniwa kinematycznego przy pomocy analizy sygnału wyjściowego prądnic pokładowej. Każda ze wspomnianych dziedzin nauki i techniki rozwijała się niezależnie i ma własny język i świat pojęć. Autor zawodowo zajmuje się od ponad 30 lat obsługą i diagnostyką lotniczych instalacji elektroenergetycznych i układów elektromechanicznych. Stąd w wielu określeniach narzuca

pewne nazwy i definicje ze świata elektryki, które przerzuca na obserwowane procesy mechaniki ruchu, jak: głębokość modulacji, pulsacja całkowita, precesja częstotliwości, impulsy zanikowe, impulsy szpilkowe, szerokość pasma itp. Pomimo że pojęcia te w niczym nie przeczą definicjom z nauk ogólnych: matematyki i fizyki, to aby ustrzec się przed krytyką specjalistów z innych dziedzin, postanowiono przynajmniej niektóre z nich na wstępie zdefiniować.

Zupełnie innym problemem z kolei był brak wystarczającego opisu literaturowego wielu potrzebnych autorowi zagadnień dotyczących np. dynamiki ruchu łożysk tocznych lub zespołu wirnikowego silnika turboodrzutowego. Zespół specjalistów kierowany przez autora zmuszony był wówczas przedstawić własną koncepcję interpretacji zjawisk, opierając się często tylko na odzwierciedleniu dynamiki ruchu badanych podzespołów w modulacjach częstotliwości napięcia wyjściowego prądnic. Dla niektórych obiektów autor prowadzi systematyczne badania diagnostyczne.

Metoda ciągle jest rozwijana. Przy jej pomocy diagnozowane są różne zespoły napędowe. Wyniki tych diagnoz są porównywane z danymi z ich weryfikacji (pomiarów parametrów mechanicznych) w zakładach remontowych. Tworzone jest w ten sposób archiwum umożliwiające pogłębianie skojarzeń zobrazowań diagnostycznych ze stanem faktycznego mechanicznego zużycia. Niezależnie od tego są prowadzone symulacje komputerowe i badania laboratoryjne na modelach fizykalnych. Wszystkie te przedsięwzięcia mają na celu uniwersalizację metody. Należy m.in. tak głęboko opanować właściwości metody diagnostycznej oraz umiejętności analizy struktury dynamiki badanego obiektu, aby było możliwe wyznaczenie wstępnych wartości progów diagnostycznych z chwilą zapoznania się z dokumentacją konstrukcyjną badanego obiektu. Aby uzyskać ten cel, zespół kierowany przez autora musi jeszcze przeprowadzić wiele badań i analiz.

Autor

PODSTAWOWE DEFINICJE I OZNACZENIA

PODSTAWOWE DEFINICJE

Diagnoza – wynik badania diagnostycznego; wypowiedź w formie wiarygodnej hipotezy o stanie technicznym obiektu.

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

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

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

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

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

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

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.

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

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

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

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.

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

Współczynnik toczenia łożyska tocznego – stosunek średniej prędkości kątowej koszyka (głównej osi symetrii elementu tocznego łożyska względem głównej osi symetrii łożyska) do prędkości czopa tego łożyska.

Współczynnik „nachylenia dynamicznego” charakterystyki toczenia – iloraz maksymalnej i minimalnej wartości współczynnika toczenia z uwzględnieniem rozrzutów tego współczynnika obserwowanego dla każdej prędkości obrotowej podczas kolejnych ekspozycji pomiarowych.

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

PODSTAWOWE OZNACZENIA

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/s²]
- $\Omega(s)$ – prędkość kątowa wału 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 ω)
 W_{Δ} – wyznacznik ogólny macierzy
 n_N – znamionowa prędkość obrotowa wirnika prądnicy [obr/min]
 ω – wartość chwilowa prędkości kątowej [rad/s]
 p_s – współczynnik toczenia łożyska tocznego
 $p_{s\max\max}/p_{s\min\min}$ – 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
 h – numer harmonicznej wartości znamionowej prędkości obrotowej ogniwa kinematycznego

Wielkości konstrukcyjne elementów mechanicznych

- β – kąt przekoszenia, tj. 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 [$\text{kg} \cdot \text{m}^2$]
 K_s – współczynnik sprężystości [$\text{rad}/\text{N} \cdot \text{m}$]
 D_j – współczynnik tłumienia lepkiego (wiskotycznego) j -tego ogniwa kinematycznego [$\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{s}/\text{rad}$]
 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; numer kolejnego testu (pomiaru diagnostycznego) w danych warunkach eksploatacyjnych
 j – numer punktu charakterystycznego
 d_k – średnica elementu tocznego łożyska tocznego
 D_w – średnica bieżni wewnętrznej łożyska tocznego
 k – liczba powtórzeń testów (pomiarów diagnostycznych) w danych warunkach eksploatacyjnych (dana prędkość obrotowa, dana data i godzina próby)
 n – liczba przejść przez zero przebiegu napięcia w czasie trwania danego pomiaru diagnostycznego
 N – liczba elementów tocznych łożyska

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_j – wartość amplitudy j -tego odchylenia częstotliwości chwilowej (napięcia wyjściowego prądnicy) od częstotliwości średniej [Hz]
- f_{sr} – częstotliwość średnia, tj. średnia arytmetyczna chwilowych wartości częstotliwości chwilowych [Hz]
- $t_{od,j}$ – czas trwania j -tego odchylenia częstotliwości chwilowej od częstotliwości średniej [s]
- p – liczba biegunów prądnicy
- K_k – liczba wycinków komutatora
- Z – liczba żłobków wirnika
- E – wartość skuteczna siły elektromotorycznej (SEM) [V]
- e – wartość chwilowa siły elektromotorycznej (SEM) [V]
- U_{max} – wartość maksymalna wartości skutecznej napięcia prądnicy [V]
- U_N – skuteczna wartość znamionowa napięcia prądnicy [V]
- AC – prąd przemienny (*alternating current*)
- DC – prąd stały (*direct current*)
- T_{NG} – okres przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy
- K_g – współczynnik konstrukcyjny prądnicy

WSTĘP

Diagnostyka techniczna jest szybko rozwijającą się dziedziną wiedzy. Wywiera pozytywny wpływ na polepszenie i usprawnienie procesów użytkowania i obsługi obiektów technicznych. Daje merytoryczne i praktyczne podstawy do optymalnej (bezpiecznej, niezawodnej i taniej) eksploatacji obiektu technicznego według „stanu technicznego”.

Diagnostyka jako nauka jednoznacznie zdefiniowała przedsięwzięte cele i zadania. Jej celem jest ocena, geneza i prognoza stanu technicznego eksploatowanego obiektu z zastosowaniem szeroko pojętych pośrednich metod badawczych. Można zatem założyć, że zadaniem diagnostyki jest takie zdeterminowanie czynności, decyzji eksploatacyjnej, metod, poleceń i środków, które w konsekwencji doprowadzą do szczegółowo ustalonego celu. Diagnostyka techniczna bazuje na własnych i oryginalnych zasadach i metodach badania obiektów i procesów. Generalną zasadę diagnostyki można wyrazić słowami R.W. Ashby’ego: „stany obiektu zależą od jego historii”. Stwierdzenie to jest podstawą metod diagnozowania i wszelkiej innej towarzyszącej działalności.

Diagnostyka jest nauką interdyscyplinarną, co samo przez się wynika z zakresu i możliwości jej zastosowania, m.in. w takich specjalnościach, jak: budowa i eksploatacja maszyn, automatyka, mechanika, elektrotechnika, elektronika, ergonomia itp.

Obiekty techniczne podlegają procesom zużycia oraz niszczenia na skutek zużywania się ich elementów, spowodowanego procesami: tarcia, korozji, starzenia, zmęczenia materiałów itp. Ze względu na odchyłki wykonawcze, różnice technologiczne i materiałowe, niszczenie to nie przebiega jednakowo ani dla różnych elementów składowych tego samego obiektu, ani też dla tych samych elementów w zbiorze obiektów tego samego typu. Dotyczy to w szczególności skomplikowanych obiektów technicznych, np. przekładni lotniczych (w tym

skrzyń napędów statków powietrznych) lub łożysk tocznych silników turbiny-
wych.

Konstrukcje lotnicze charakteryzują się specyficznymi cechami konstrukcyjnymi, m.in. niskim (ze względu na konieczność minimalizowania masy) współczynnikiem bezpieczeństwa mechanicznego elementów, stosowaniem licznych przegubów, wielowypustów, a także dużą trwałością i niezawodnością pracy w warunkach narażeń mechaniczno-klimatycznych. Tak więc wszelkie urządzenia pokładowe są narażone na silne wibracje utrudniające identyfikację niezdatnych elementów przy pomocy tradycyjnych metod, np. wibroakustycznych. Dodatkowo w napędach lotniczych z oczywistych przyczyn dąży się do minimalizacji objętości (minimalizacja oporów aerodynamicznych i ciężaru), co powoduje skupienie wszelkich elementów blisko siebie, utrudniające dodatkowo rozróżnianie sygnałów diagnostycznych od poszczególnych par kinematycznych. Dlatego powinno się poszukiwać nowych, oryginalnych metod diagnostycznych.

Niniejsza praca podejmuje tylko wybrane problemy z zakresu diagnozowania podzespołów statków powietrznych. Powstała ona w wyniku długoletniej działalności diagnostycznej w ramach pracy zawodowej autora, związanej z eksploatacją statków powietrznych. Zagadnienia diagnozowania zawężono do omówienia związków między wybranymi wadami par kinematycznych napędu a zmianami parametru jakości energii elektrycznej prądnicy pokładowej.

W pracy wykorzystano typowy odbiornik energii mechanicznej – prądnicę pokładową, jako przetwornik diagnostyczny. Założono, że podobnie jak w innych dziedzinach techniki lotniczej (np. w instalacji hydraulicznej – zasobnik hydrauliczny [85÷87]) prądnica pokładowa może pełnić funkcję osobliwego elementu złożonych obiektów jako źródło informacji diagnostycznej o stanie technicznym całego obiektu, w którego skład wchodzi. Na wejściu prądnicy, podobnie jak na wejściu innych odbiorników energii mechanicznej, odkładane są zmodulowania prędkości kątowej poszczególnych par kinematycznych zespołu napędowego. W pracy opisano wyniki badań laboratoryjnych przeprowadzonych w ITWL oraz pomiary na statkach powietrznych w jednostkach wojskowych. Podjęto również próbę matematycznego opisanie dynamiki ruchu i zmodulowań prędkości kątowej niektórych podstawowych par kinematycznych. Zaproponowano, aby jako źródło informacji diagnostycznej wykorzystać prądnicę pokładową również dlatego, że energia elektryczna generowana przez prądnicę jest łatwa do pozyskania i przetworzenia przez standardową aparaturę komputerową. Jest to szczególnie istotne w warunkach polowych – wystarczy przyłączyć standardową aparaturę pomiarową do etatowych złączy elektrycznych zasilanych napięciem z prądnicy pokładowej. Korzystanie z tego naturalnego przetwornika, stanowiącego integralną część zespołu napędowego generującego sygnał diagnostyczny w postaci elektrycznej, eliminuje liczne błędy przetwarzania, jakie popełniane są w wielu innych meto-

dach, gdzie niezbędne jest montowanie na zespole napędowym dodatkowych przetworników i czujników. Takie dodatkowe czujniki, oprócz błędów przetwarzania, wprowadzają często zakłócenia stanu dynamicznego obiektu (dodatkowy moment bezwładności, dodatkowe tłumienie). Informacją diagnostyczną o stanie wad mechanicznych poszczególnych ogniw kinematycznych zespołu napędowego w przedmiotowej metodzie diagnostycznej są parametry jakości energii elektrycznej – głębokość i dynamika modulacji częstotliwości napięcia wyjściowego pokładowej prądnicy prądu przemiennego lub pulsacji napięcia prądnicy prądu stałego.

Z uwagi na różniące się cechy pozyskiwania informacji diagnostycznej przez prądnice prądu stałego i prądnice synchroniczne prądu przemiennego, utworzono pojęcia dwóch metod opartych na analizie parametrów modulacji częstotliwości prądnic pokładowych, którym autor przyporządkował robocze nazwy własne:

FAM-C – metoda diagnozowania napędów oparta na śledzeniu modulacji częstotliwości (FM – *frequency modulation*) napięcia wyjściowego prądnicy prądu przemiennego (A – *alternating current*);

FDM-A – metoda diagnozowania napędów oparta na śledzeniu modulacji częstotliwościowej (FM – *frequency modulation*) pulsacji napięcia wyjściowego prądnicy prądu stałego (D – *direct current*).

W opracowaniu omówiono aktualny stan wiedzy z zakresu diagnostyki napędów lotniczych obserwowanych przez pryzmat sygnałów otrzymywanych z pokładowych maszyn elektrycznych. Opisano stosowane dotychczas: sposoby diagnozowania podzespołów lotniczych (m.in. skrzyń napędowych oraz podpór łożyskowych silników turbinowych) i porównano ich cechy eksploatacyjne z metodami opartymi na pomiarze parametrów jakości napięcia prądnic pokładowych.

Podkreślono istotną cechę metod opartych na pomiarze parametrów napięcia prądnicy pokładowej: nie zakłóca naturalnej struktury obiektu pomiarowego – funkcję przetwornika pełni prądnica, napędzana od skrzyni napędów, nie potrzeba więc montować żadnego dodatkowego czujnika pomiarowego. Podkreślono kompleksowość diagnostyczną metody – diagnozowane są jednocześnie wszystkie ogniwa kinematyczne napędu, możliwe jest określenie stopnia zużycia każdego z nich.

Omówiono również ogólną koncepcję metody badań napędów lotniczych oraz wspomniano o genezie powstania metody. Opisano pomiar częstotliwości oraz sposób tworzenia zbiorów charakterystycznych. Zawarto także opis fizyki zjawisk – związków pomiędzy parametrem wady ogniwa a parametrami modulacji częstotliwościowej.

Opisano badania diagnostyczne prowadzone metodami opartymi na pomiarze parametrów jakości napięcia prądnicy pokładowej. Diagnozowanie dotyczyło

agregatów lotniczych: skrzyń napędów, różnego typu układów elektromechanicznych do przetwarzania energii elektrycznej oraz (ogólnie) podpór łożyskowych i zespołu wirnikowego jednowałowego silnika turbinowego. Porównano tu możliwości pozyskiwania danych diagnostycznych z lotniczych prądnic prądu przemiennego i komutatorowych prądnic prądu stałego. Wyniki badań zweryfikowano w oparciu o modele matematyczne wad mechanicznych różnych typowych ogniów kinematycznych i przekształcaniu tych zmian na zbiory punktów charakterystycznych. Każdy z tych modeli był weryfikowany z odpowiednimi charakterystykami zebranymi na obiekcie rzeczywistym. Przedstawiono algorytm identyfikacji zbiorów charakterystycznych z poszczególnymi ogniwami kinematycznymi zespołu napędowego. Opierając się na zasadzie superpozycji dla rozbudowanych struktur mechaniczno-elektrycznych, wyprowadzono podstawowe zależności, umożliwiające modelowanie stanów zużyciowych i ich odzwierciedlenia w wybranych parametrach sygnału napięcia wyjściowego prądnicy pokładowej dla dowolnych zespołów napędowych.

Omówiono algorytm postępowania przy badaniu diagnostycznym wybranych wad układu napędowego. Wyeksponowano rolę siatki prążków kinematycznych¹ niezbędnych do identyfikacji zbiorów (prążków) charakterystycznych z wadami par kinematycznych.

Przedstawiono także najważniejsze dotychczasowe zastosowanie metody w eksploatacji obiektów:

- badania urządzeń naziemnego zasilania elektroenergetycznego samolotów (urządzenia z elektromechanicznym przetwarzaniem energii elektrycznej typu: LUZES-II i LUZES-III oraz autonomiczne agregaty elektryczne oparte na silnikach spalinowych typu LUZES-V);
- badania siłowni okrętowych (promy: Polonia i Pomerania),
- badanie lotniczych przetwornic elektromaszynowych,
- ocena sprzęgieł jednokierunkowych oraz stabilizatora hydraulicznego bloku w dwusilnikowych samolotach myśliwskich (MiG-29),
- diagnozowanie podpór łożyskowych oraz zespołu wirnikowego silnika turboodrzutowego samolotu szkolno-bojowego (TS-11 Iskra).

Osobny rozdział poświęcono diagnozowaniu lotniczych łożysk tocznych silników turbinowych. Omówiono tu kilka typów stosunkowo dobrze zbadanych przez autora rodzajów zużycia podpór łożyskowych silnika turboodrzutowego:

a) kompleks zwiększonych oporów biernych spowodowanych m.in.:

¹ Prążek kinematyczny – zgodnie z [47] – linie pionowe wykreślone na płaszczyźnie współrzędnych prostokątnych $\Delta F = f(f_p)$ – miejsce przewidywanych teoretycznie położenia zbiorów charakterystycznych – ułatwia w praktyce identyfikacje (tworzonych automatycznie w czasie pomiaru diagnostycznego) poszczególnych zbiorów charakterystycznych z odpowiednimi parami kinematycznymi badanego obiektu.

- zmianami korozyjnymi,
 - zwiększoną ilością opiłków w oleju smarnym,
- b) kompleks zaciśniętych elementów tocznych łożyska,
- c) kompleks nadmiernych luzów w łożysku z uwzględnieniem efektu żyroskopowego i stanów rezonansowych.

Zawarte są tu materiały z monitoringu silników SO-3 samolotów szkolno-bojowych. Ukazane są materiały dowodowe uzyskane w czasie weryfikacji mechanicznej podzespołów silników podczas ich demontażu. Ponieważ zweryfikowano tylko kilka silników, więc tylko część zjawisk zużyciowych przebiegających w łożyskach tocznych mogła być w ten sposób potwierdzona. Wiele innych silników nie osiągnęło jeszcze poziomu zużycia wystarczającego do wycofania z eksploatacji. W związku z tym znaczna część zjawisk obserwowanych metodami opartymi na pomiarze parametrów jakości napięcia prądnicy pokładowej czeka jeszcze na weryfikację. Dlatego też niektóre rodzaje zużycia podpór łożyskowych silnika turboodrzutowego są, zdaniem autora, jeszcze niedostatecznie zbadane. Brak jest dla niektórych kompleksów zużyciowych wielokrotnych, systematycznych obserwacji diagnostycznych od ich remontu do przedkatasroficznego zużycia, potwierdzonego demontażem i weryfikacją elementów. Brak tych danych utrudnia podejmowanie prognoz długoterminowych dla silników będących w eksploatacji i zmusza do skracania okresów między diagnozowaniami. Można więc powiedzieć, że obecnie autor dysponuje informacją o przedkatasroficznych wartościach progowych. Jednak z uwagi na bardzo małą liczbę testów w historii eksploatacji poszczególnych egzemplarzy silników turboodrzutowych, reprezentujących poszczególne rodzaje zużycia (kompleksy zjawisk zużyciowych) podpór łożyskowych silnika turboodrzutowego, nie pozyskał jeszcze wystarczająco udokumentowanej wiedzy o długookresowej fluktuacji zużycia. Procesy zużywania podpór łożyskowych i zespołu wirnikowego silnika turboodrzutowego autor definiuje obecnie przez 27 parametrów reprezentujących różne cechy modulacji częstotliwości napięcia wyjściowego prądnic pokładowych. Parametry te zmieniają swoją wartość w czasie eksploatacji w funkcji godzin lotu. Nie zawsze są to charakterystyki zbliżone do prostoliniowych. W niektórych przypadkach, związanych z warunkami eksploatacji, następuje wzrost dynamiki zmian danego parametru. Za przykład może służyć zwiększanie oporów biernych łożyska podczas długotrwałego (powyżej 6 miesięcy) postoju statku powietrznego. W lotnictwie tradycyjnie wartości parametru śledzi się w funkcji godzin nalotu, więc wykreślenie poprawki na długotrwały postój jest nieco „kłopotliwe” – najbezpieczniej jest przeprowadzić dodatkowy test po takim przestoju. W przypadku innych parametrów sytuacja jest jeszcze bardziej skomplikowana – parametry te, oprócz godzin nalotu, zależą prawdopodobnie od wielu innych czynników, jak: wartość temperatury i wilgotności względnej otoczenia w czasie eksploatacji, wartość przecięż-

nia w czasie lotu, czystość oleju itp. Typy funkcji trendu długookresowego będą mogły być określone po wielu systematycznie prowadzonych testach na „przedstawicielach” reprezentujących poszczególne kompleksy zużyciowe. Znacznym problemem w prowadzeniu systematycznych obserwacji diagnostycznych jest to, że o intensywności badań tych „przedstawicieli” decydują osoby funkcyjne ze środowiska eksploatacji. Kierują się oni planami szkolenia personelu latającego oraz innymi uwarunkowaniami, praktycznie biorąc bez uwzględnienia potrzeb systematyki diagnostycznej. Stąd też niektóre egzemplarze silników, które mogłyby być wkrótce dojrzałymi „przedstawicielami” danych kompleksów zużyciowych, są odsuwane od lotów z powodu niedoboru personelu technicznego lub błahych usterek często w systemach niezwiązanych z silnikiem.

Rozdział 1

WPROWADZENIE DO METOD FAM-C I FDM-A. TWIERDZENIA PODSTAWOWE: „MECHANICZNE” I „ELEKTRYCZNE”

1.1. Geneza powstania metod FAM-C i FDM-A

Metoda ta bazuje na analizie parametrów jakości energii elektrycznej generowanej przez prądnicę pokładową, czyli prądnicę sprzężoną mechanicznie z zespołem napędowym. Umożliwia określenie stanu technicznego poszczególnych par kinematycznych zespołów napędowych. Jest przedmiotem kilku patentów autora i jego współpracowników [12÷15, 45, 46]. Wywodzi się z praktyki eksploatacyjnej i z analizy opisów literaturowych zjawisk z różnych dziedzin nauki i techniki: elektrotechniki, elektromechaniki, mechaniki, analizy sygnałów – jest ich swoistą kompilacją, tworzącą nowy sposób pozyskiwania informacji diagnostycznej zespołów napędowych. Pierwszą przesłanką teoretyczną do utworzenia idei metody było stwierdzenie, że „...modulacja częstotliwości jest zależna od uszkodzeń mechanicznych w układzie napędu prądnicy lotniczej...” [101]. W związku z powyższym, prawdziwe mogło być również twierdzenie odwrotne, tzn. że jeżeli zostaną opracowane metody badania modulacji częstotliwości napięcia generowanego przez prądnicę pokładową, to będzie możliwe dokonanie oceny stanu zdadności układu napędowego. Ogólnie biorąc, związki pomiędzy zjawiskiem modulacji częstotliwości napięcia wyjściowego prądnic a zużyciem zespołów zespołu napędowego w ujęciu diagnostycznym nie były wcześniej rozpatrywane w literaturze. Zjawiska związane ze zmodulowaniem napięcia wyjściowego prądnic traktowano jako „pasożytnicze” zakłócenia płynności prędkości kątowej wirnika prądnicy i w miarę możliwości starano się je eliminować. W ta-

kim kontekście powstała też pewna liczba opracowań opisujących zależności matematyczne pomiędzy wadą montażową prądnic tachometrycznych a zmodulowaniem napięcia wyjściowego [148, 149]. W opracowaniach tych dokonano m.in. przybliżonej oceny wpływu wad mechanicznych: mimośrodowości oraz przekoszeń połączenia wałka napędowego prądnicy z gniazdem napędu. Omawiano tylko zmiany poziomu napięcia (nie analizowano wpływu wady montażu prądnicy na modulacje częstotliwości) w zależności od parametru ww. wad, uzupełniając materiał teoretyczny wynikami badań eksperymentalnych w postaci widma Fouriera modulacji amplitudy napięcia wyjściowego prądniczek tachometrycznych. Inne, szersze spojrzenie na rolę analizy sygnału napięcia wyjściowego w zastosowaniu do diagnozowania stanu technicznego poszczególnych podzespołów mechanicznych prądnicy [26] wnoszą niektóre prace z zakresu elektroenergetyki. Opisywana jest teoria powiązań poszczególnych częstotliwości harmonicznych sygnału wyjściowego prądnicy z poszczególnymi źródłami drgań pochodzącymi od elementów konstrukcyjnych prądnicy, np. deformacją łożyska tocznego, biciem komutatora, niewyważeniem wirnika, uszkodzeniem łopatki wentylatora. Tutaj także proponuje się zastosowanie widma Fouriera modulacji amplitudy napięcia wyjściowego. W literaturze z zakresu elektrotechniki i elektromechaniki przedstawiane są liczne skomplikowane modele matematyczne prądnic, na których wejściu występuje prędkość kątowa. Prędkość kątową wirnika prądnicy uznaje się jako wartość stałą. Czasami w literaturze opisuje się procesy przejściowe prędkości kątowej wałka prądnicy, lecz nie wiąże się modulacji kątowej tej prędkości z właściwościami przenoszenia informacji diagnostycznej zespołu napędowego. Opisy te mają na celu sformalizowanie wielkości wahań „pasożytniczych” prędkości kątowej wirnika prądnicy przy jej niesymetrycznym montażu. Z powodu takich wahań powstają pulsacje amplitudy napięcia, które utrudniają utrzymanie ich wartości skutecznej na wymaganym poziomie. Nikt nie wspomina jednak o modulacjach częstotliwości, jakie wówczas także występują, jakkolwiek jest to intuicyjnie oczywiste dla każdego specjalisty z dziedziny maszyn elektrycznych.

W wielu opracowaniach z zakresu mechaniki omawiane są kwestie opisu i pomiaru dynamiki ruchu poszczególnych par kinematycznych (w szczególności prędkości kątowej) oraz ich znaczenia dla diagnozowania stanu technicznego tych par. Do tego celu nikt jednak nie stosuje prądnicy jako czujnika diagnostycznego. Opis mechaniki ruchu np. kół zębatach wskazuje na wielkie znaczenie pomiaru ruchu kątowego tych mechanizmów. Udowodniono [1, 64, 65], że na podstawie analizy chwilowych zmian prędkości kątowej elementów wirujących przekładni zębatej można określić błędy wykonawcze danej pary kół zębatach, jak błąd podziałki modułowej czy błąd kształtu (odchylenia od ewolwenty). Jako przetwornik zmian prędkości kątowej proponuje się czujnik fotooptyczny, magnetyczny lub inny, lecz nie ma tam nawet wzmianki o możliwości wykorzystania do tego celu

modulacji częstotliwości prądnicy pokładowej. Także literatura dotycząca łożysk tocznych podkreśla istotę rozpoznania pasm i zakresu częstotliwości drgań mechanicznych oraz parametrów zmodulowań łożysk tocznych. Stwierdza się, że łożyska toczne są równoległym połączeniem biernego i czynnego elementu mechanicznego, są więc również generatorem drgań [32, s. 173] mechanicznych. Do rozpatrywanego modelu szerokopasmowego można dołączyć oddziaływania udarowe występujące w łożysku od uderzeń w parach kinematycznych z luzami oraz od ostrych uszkodzeń powierzchni roboczych. Wywołane tymi oddziaływaniami krótkotrwałe zmodulowania $x(t)$ (często o charakterze impulsowym) można rozpatrywać jako fazową i amplitudową modulację drgań o częstotliwości roboczej Θ :

$$x(t) = C(t) \cos[\Theta t + \varphi(t)] \quad (1.1)$$

gdzie: $C(t)$ – wolnozmienny periodyczny lub losowy proces modulujący amplitudę,

$\varphi(t)$ – szybkozmienny periodyczny lub losowy proces modulujący fazę.

Także tutaj autor nie znalazł najmniejszej wzmianki o tym, że prądnica pokładowa mogłaby takie fazowe modulacje kątowych drgań mechanicznych przetwarzać na modulacje częstotliwości napięcia wyjściowego.

Ciekawe elementy opisane są w literaturze diagnostycznej, gdzie drgania mechaniczne przenoszone na prędkość kątową wału np. korbowego samochodowego silnika spalinowego, mierzone przy pomocy reluktancyjnego przetwornika prędkości kątowej na kole zamachowym, umożliwiają przybliżone określenie amplitudy kąta skręcenia wału głównego silnika oraz dokonanie kompleksowej analizy diagnostycznej silnika [142]. Tutaj także nikt nie wykorzystuje sygnału wyjściowego prądnicy, która jest niewątpliwie integralną częścią diagnozowanego silnika. W innych pracach opisywane są liczne metody badań diagnostycznych opartych na zjawiskach wibroakustycznych. Zaznacza się, że dla zwartych, szybkoobrotowych obiektów typu przekładnia lotnicza najlepsze wyniki uzyskuje się przy zastosowaniu analizy synchronicznej [21] sygnału wibroakustycznego. Zdaniem autora, każda prądnica synchroniczna jest naturalnym przetwornikiem. Częstotliwość chwilowa jej napięcia jest synchronicznym odzwierciedleniem prędkości chwilowej sygnału diagnostycznego generowanego z zespołu napędowego.

Literatura dotycząca modulacji częstotliwości z zakresu radiotechniki i analizy sygnałów nasuwa ciekawe skojarzenia [70]. Idea zastosowania modulacji częstotliwości sygnału (FM) (zamiast modulacji amplitudowej AM) była niekiedy stosowana już w 1914 r. do transmisji telegraficznej i radiotelegraficznej, gdy naciśnięcie klucza powodowało zmianę częstotliwości nadawanego sygnału. Od tego czasu rozważano wykorzystanie modulacji częstotliwości jako metodę umożliwiającą zwiększenie liczby nadajników pracujących w danym paśmie częstotli-

wości. Uważano wówczas, że dobierając odpowiednio mały zakres zmian częstotliwości (dewiację), można dowolnie zmniejszyć szerokość pasma zajmowanego przez transmitowany sygnał. W 1922 r. matematyk J.R. Corson wykazał, że przypuszczenie to jest całkowicie błędne! Modulacja częstotliwości generuje sygnał o szerokości pasma co najmniej dwukrotnie większej od największej częstotliwości w widmie sygnału zmodulowanego. W związku z tą publikacją przez wiele następnych lat modulacja częstotliwości była uważana za praktycznie bezużyteczną. Dopiero w 1936 r. E.H. Armstrong wykazał, że zastosowanie modulacji częstotliwości może dać zwiększenie odporności [70, s. 59] na zakłócenia i interferencje o ok. 20 db w stosunku do modulacji amplitudy, co spowodowało powrót do praktycznego stosowania modulacji FM.

Do analizy modulacji częstotliwości w literaturze wprowadza się z analizy sygnałów pojęcie częstotliwości chwilowej jako pochodną po czasie funkcji kąta $\varphi(x, t)$:

$$\omega(t) = d\varphi(t) / dt \quad (1.2)$$

Ideą modulacji częstotliwości jest wpływanie sygnału modulującego związanego z wadą danej pary kinematycznej na wartości chwilowe prędkości kątowej w postaci:

$$\omega(t) = \omega_n + \Delta\omega(t) \cdot x(t) \quad (1.3)$$

gdzie: $\Delta\omega(t)$ – dewiacja częstotliwości,

$x(t)$ – bezwymiarowa funkcja względnej głębokości modulacji częstotliwości lub fazy sygnału związanego z uszkodzeniem mechanicznym.

Ideą modulacji fazy jest wpływanie sygnału modulującego na wartości chwilowe kąta fazowego:

$$\varphi(x, t) = \omega_n t + \Delta\varphi \cdot x(t) \quad (1.4)$$

gdzie: $\Delta\varphi(t)$ – jest nazywane dewiacją fazy.

Pierwszych pomiarów zmian częstotliwości chwilowej napięcia wyjściowego prądnicy dokonano w ITWL w 1991 r. za pomocą oscylografu pętlicowego K-20 z taśmą filmową (ustawiono maksymalną prędkość przesuwu 5 m/s). Obiektem badań był mobilny agregat prądotwórczy urządzenia naziemnego zasilania elektroenergetycznego statków powietrznych LUZES-V – rys. 19. Podczas rutynowych badań elektroenergetycznych tego urządzenia zmieniano skokowo obciążenie z 10% do 170% mocy znamionowej źródła (moc głównej prądnicy trójfazowej typ GT-40PCz6 wynosiła $S_N = 40$ kW). Jednocześnie rutynowo rejestrowa-

no obwiednię napięcia. Celem pomiaru było sprawdzenie szybkości reakcji układu regulatora napięcia prądnicy na skokowe zmiany obciążenia. Pomiaru te wielokrotnie powtarzane kończyły się, w aspekcie spełnienia norm elektroenergetycznych, wynikiem pozytywnym. Jednakże podczas niektórych pomiarów nastąpiło ukłucie wałka prądnicy. Zmniejszenie poziomów skokowych zmian obciążenia z poziomu 5% do 85% mocy znamionowej skończyło się także ukłuciem wałka prądnicy. Aby zaobserwować dynamikę ruchu wirnika prądnicy, zwiększono przesuw posiadanego rejestratora K-20 do 5 m/s i rejestrowano przebieg napięcia wyjściowego prądnicy GT-40PCz6. Następnie policzono czasy półokresów tego przebiegu i wykreślono zmiany częstotliwości chwilowej. Dało się zauważyć, że z chwilą skokowej zmiany obciążenia pojawiają się niekiedy kilkakrotne pulsacje częstotliwości chwilowej – najpierw zmniejszenie do ok. 95% poziomu częstotliwości znamionowej ($f_N = 400\text{Hz}$), a następnie zwiększenie do ok. 112%. Pulsacje te czasami powtarzały się kilkakrotnie i miały amplitudę (częstotliwości chwilowej f_i) narastającą – wówczas następowało ukłucie wałka prądnicy GT-40PCz6. Obliczenia częstotliwości chwilowej z przebiegów napięcia wyjściowego na taśmie filmowej były pracochłonne i nieprecyzyjne – postanowiono skonstruować elektroniczny układ pomiarowy.

Dokonywał on pomiaru częstotliwości chwilowej napięcia wyjściowego prądnicy prądu przemiennego GT40-PCz6 zamontowanej na zespole napędowym urządzenia naziemnego zasilania elektroenergetycznego samolotów LUZES-V [91]. Na układ pomiarowy składały się:

- a) układ standaryzacji sygnału napięcia wyjściowego prądnicy:
 - układ dyskryminacji amplitudy napięcia,
 - komparator przejść przez zero;
- b) karta licznikowa z zegarem podstawy czasu $f_z = 1\text{MHz}$;
- c) komputer pomiarowy.

Podczas badań LUZES-V także zauważono, że z chwilą skokowego obciążenia pojawiają się niekiedy kilkakrotne zmiany wartości częstotliwości (najpierw zmniejszenie do ok. 95% poziomu znamionowego, a następnie zwiększenie do poziomu ok. 112%), kończące się często, po kilku takich zmianach obciążenia, ukłuciem wałka prądnicy. Podobne zjawisko, tylko w odwrotnej kolejności, występowało przy skokowym odłączeniu obciążenia prądnicy. Badania za pomocą układu elektronicznego potwierdziły niestabilność prędkości obrotowej zespołu napędowego. Wyniki pomiarów wpłynęły na decyzję eksploatacyjną o zmianie typu silnika napędowego prądnicy GT-40PCz6.

Pierwszych obserwacji częstotliwości chwilowej **na statku powietrznym** dokonano podczas analizy przyczyn awarii, polegających na urywaniu się wałków agregatu-prądnicy GP-21-3PS na dwusilnikowym samolocie myśliwskim MiG-29 [42]. Wysznuo wówczas hipotezę, że przyczyną tego zjawiska może być

niestabilna prędkość obrotowa napędu. Analizując budowę skrzyni napędów samolotu MiG-29, stwierdzono, że elementem powodującym intensywne zmiany prędkości kątowej może być zużyte sprzęgło jednokierunkowe. Dlatego też postanowiono zastosować metodę FAM-C i obserwować częstotliwość napięcia wyjściowego prądnicy prądu przemiennego GŻ-30 (rys. 1). Stwierdzono wówczas, że w przypadku urywania się wałka prądnicy, następują oscylacyjne zmiany częstotliwości (rys. 2) o wartości ekstremalnego odchylenia (od częstotliwości średniej $f_{sr} = 403\text{Hz}$) $\Delta F \sim 50\text{Hz}$ i okresie trwania $0,1 \div 0,6$ s. W przypadku obserwacji zmian częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy prądu przemiennego zamontowanej na skrzyni napędów mającej mniej zużyte sprzęgło, obserwowane wartości ekstremalnych odchyżeń były proporcjonalnie mniejsze. Systematyczne obserwacje zmian wartości odchyżeń umożliwiły śledzenie postępującego zużycia kilku sprzęgieł jednokierunkowych na samolotach MiG-29. Na podstawie tych obserwacji nasunął się wniosek, że istnieje związek pomiędzy parametrem wartości ekstremum odchylenia częstotliwości prądnicy pokładowej prądu przemiennego a stopniem zużycia sprzęgła jednokierunkowego. Ponadto można było (na podstawie zasady indukcji) wysnuć także przypuszczenie, że analogiczne związki mogą istnieć pomiędzy innymi rodzajami zużycia lub rodzajami błędów montażowych (zgodnie z definicją nazwane są wadami) a wartościami ekstremalnych odchyżeń częstotliwości (głębokości modulacji częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy pokładowej).

1.2. Opis metody FAM-C

Metoda FAM-C – jak wykazano we wstępie – bazuje na wykorzystaniu sygnału wyjściowego z prądnicy prądu przemiennego. Na pokładach statków powietrznych, a także okrętów i w 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 służą tylko i wyłącznie do dostarczenia energii elektrycznej do odbiorników. Ich parametry są śledzone przez pewne układy pomiarowe 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

diagnostyczne do diagnozowania zespołu napędowego. We wszystkich tych aplikacjach wykorzystuje się pomiar amplitudy, uśredniony dodatkowo przez całkującą strukturę odbiornika, np. wskaźnika, lub dodatkowe filtry stosowane w celu tłumienia zakłóceń radiowych oraz pulsacji amplitudy napięcia. Autor proponuje wykorzystanie synchronicznych prądnic prądu przemiennego do diagnozowania technicznego układu napędowego. Wprawdzie metoda pomiaru częstotliwości napięcia wyjściowego prądniczek tachometrycznych była stosowana (w bardzo ograniczonym zakresie) od wielu lat, to jednak mierzono częstotliwość w uśrednionych długich przedziałach czasowych. Czas zliczania i uśredniania był wielokrotnie dłuższy niż okres oscylacji napięcia wyjściowego źródła napięcia przemiennego. W dostępnej literaturze nie ma wzmianek o możliwości wykorzystania pomiarów częstotliwości do diagnozowania poszczególnych mechanicznych par kinematycznych zespołu napędowego. W metodzie zaproponowanej przez autora mierzona jest częstotliwość uśredniona w krótkich przedziałach czasu – pojedyncze okresy, a nawet półokresy przebiegu t_i (odwrotnością tych czasów są częstotliwości chwilowe f_i). Model tego typu prądnicy przedstawiono na rys. 1. W uzwojeniach wirnika prądnicy indukuje się siła elektromotoryczna (SEM) o wartości skutecznej określonej wzorem:

$$E = K_g \cdot B \cdot \Omega_w \quad (1.5)$$

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

Wartość chwilową SEM można określić wzorem:

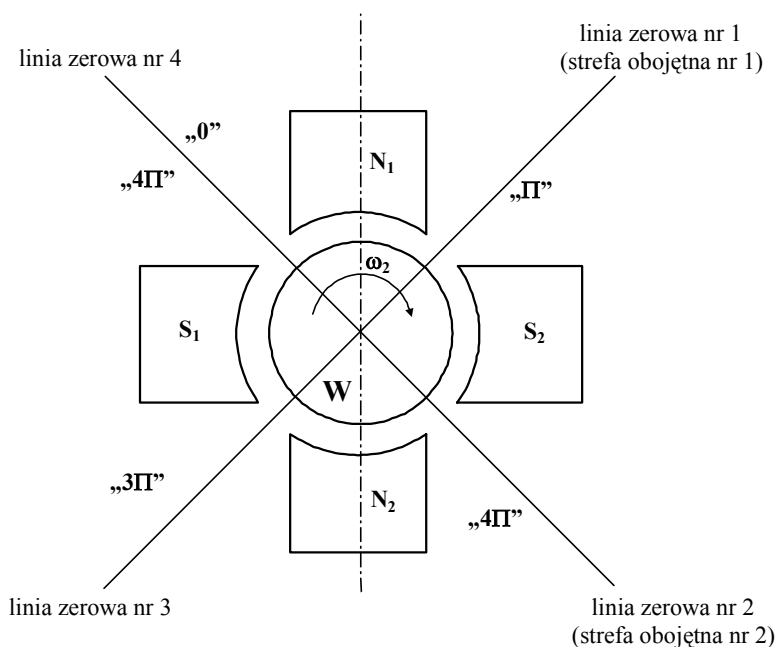
$$e = K_g \cdot B \cdot \sin(\omega_2 \cdot t \cdot p) \quad (1.6)$$

gdzie: p – liczba par biegunów;
 ω_2 – chwilowa prędkość obrotowa wirnika prądnicy [obr/s].

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

$$\vartheta_2(t) = \omega_2 \cdot t \quad (1.7)$$

odpowiadającym osiągnięciu przez zezwój na wirniku magnetycznej osi obojętnej (rys. 1 – linie zerowe 1, 2, 3, 4). Zmiany wartości chwilowej prędkości obrotowej wirnika prądnicy powodują, że SEM indukowana w tworniku zostaje zmodulowana częstotliwościowo.



Rys. 1. Prądnica prądu przemiennego z dwiema parami biegunów

Oznaczenia: N_1, N_2, S_1, S_2 – bieguny magnetyczne stojana prądnicy; linia zerowa (nr 1, 2, 3, 4) – strefa (linia) magnetycznie obojętna pola magnetycznego stojana prądnicy; Θ_1 – kąt pomiędzy osią symetrii przekroju poprzecznego prądnicy, a linią zerową nr 1, Θ_2 – kąt pomiędzy osią symetrii przekroju poprzecznego prądnicy a linią zerową nr 2.

Zmiany wartości chwilowej prędkości obrotowej wirnika prądnicy powodują, że SEM indukowana w tworniku zostaje zmodulowana częstotliwościowo. Jeżeli założy się, że przebieg zmian częstotliwości chwilowej będzie taki, jak przedstawiony na rys. 2 (przedstawiono tu przebieg prędkości kątowej wirnika prądnicy zarejestrowany przy zrywaniu połączenia mechanicznego sprzęgła jednokierunkowego samolotu MiG-29), to zmiany w czasie położenia kąowego wirnika, mogą być przedstawione w postaci pokazanej na rys. 3. Na osi rzędnych odłożono kolejne (równomierne) położenia kąowe na wejściu pary kinematycznej, na osi odciętych można zauważyć nierównomierne kolejne przyrosty odcinków czasu. Przyrosty te to kolejne półokresy quasi-sinusoidalnego przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy. Przyrosty odcinków czasu nie są równomierne – zależą od charakterystyki zmian prędkości kątowej wirnika prądnicy. Przebieg napięcia wyjściowego prądnicy przedstawiono na rys. 4a. Tak więc zmiany me-

chaniczne w zespole napędowym wywołują zmiany modulacji prędkości obrotowej wirnika prądnicy $\Theta_2(t)$, a te z kolei powodują zmodulowania częstotliwości SEM przedstawione na rys. 4a.

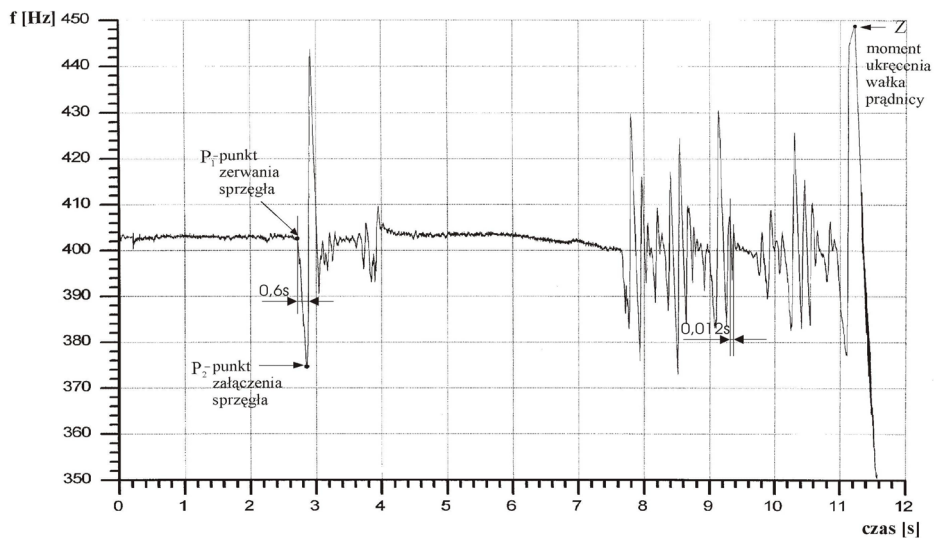
Droga od powstawania wady do sygnału diagnostycznego jest następująca:

- wada mechanicznej pary kinematycznej (reprezentowana przez dany parametr) powoduje modulacje ruchu kąтового – następuje tworzenie się periodycznej (okresowej) lub nieokresowej funkcji wymuszającej objawiającej się w postaci modulacji prędkości obrotowej elementu napędzanego danego ogniwa;
- przekazywanie zmodulowanego sygnału prędkości obrotowej od danego wadliwego ogniwa kinematycznego (poprzez łańcuch kinematyczny traktu napędowego) do wirnika prądnicy pokładowej statku powietrznego;
- przetwarzanie zmodulowanego sygnału prędkości obrotowej prądnicy w sygnał elektryczny. Można wykazać [51], że częstotliwość napięcia wyjściowego odzwierciedla, w sposób dyskretny, przebieg zmian chwilowej kątovej prędkości wirnika prądnicy.

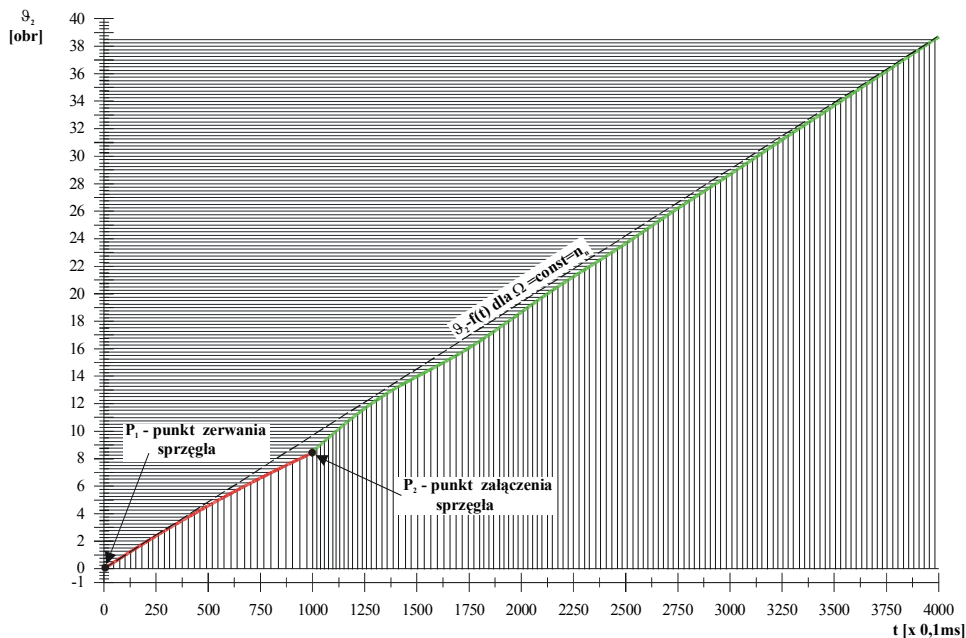
Okazuje się, że analizując parametry przebiegu częstotliwości chwilowej $f(t)$ pozyskane z przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy $u(t)$ – rys. 4a – można określić:

- czas trwania t_{od} (rys. 4b) odchylenia częstotliwości chwilowej od poziomu średniego (znamionowego); czasy trwania tych odchyień, jak wynika z doświadczeń autora, są charakterystyczne dla danego typu pary kinematycznej;
- amplitudę zmodulowania częstotliwości chwilowej ΔF (która jest tożsamościowo równa głębokości modulacji przebiegu częstotliwości chwilowej) – proporcjonalną do wartości parametru wady;
- wartość względną głębokości modulacji częstotliwości $\left(\frac{\Delta F_j}{f_{sr}}\right)$, czyli iloraz odchylenia amplitudy częstotliwości ΔF do częstotliwości średniej f_{sr} – informująca o stopniu zagrożenia konstrukcji.

Każda para kinematyczna charakteryzuje się innym czasem trwania odchylenia (tablica 1.1). Uzyskane wyniki badań obiektów rzeczywistych wskazują, że punkty na płaszczyźnie $(f_p, \Delta F)$ układają się w zbiory charakterystyczne. Punkty poszczególnych zbiorów skupiają się w pasmach. Częstotliwości charakterystyczne f_{pj} poszczególnych pasm są zależne od prędkości znamionowych poszczególnych podzespołów oraz od rodzaju poszczególnych uszkodzeń (rys. 5). Każdy z takich zbiorów charakteryzuje stan zużycia innego ogniwa kinematycznego napędu.



Rys. 2. Przebieg zmian prędkości obrotowej wałka prądnic zobrazowany poprzez zmiany częstotliwości chwilowych w czasie zerwania sprzęgła jednokierunowego w lotniczej skrzyni napędowej z samolotu MiG-29

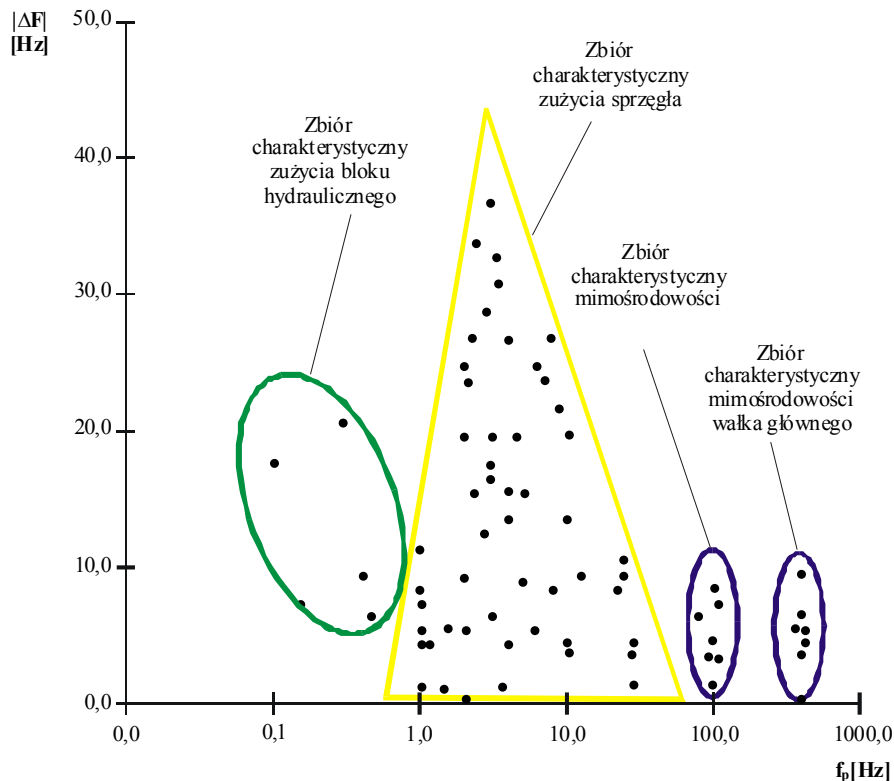


Rys. 3. Zmiana kąta obrotu wirnika prądnic w funkcji czasu podczas pojedynczego zerwania więzi kinematycznej

Tablica 1.1

Zestawienie czasów odchylenia chwilowej wartości prędkości obrotowej od poziomu średniego oraz granicznych wartości głębokości odchylenia względnego obrotów albo parametru konstrukcyjnego skrzyni napędów samolotu MiG-29

Typ elementu	t_{od} [s]	f_p [Hz]	Wartości graniczne
			$\frac{\Delta\omega_2}{\omega_{sr}} \cdot 100\% = \left(\frac{\Delta F_j}{f_{sr}}\right) \cdot 100\%$
Uszkodzona bieżnia i separator sprzęgła jednokierunkowego samolotu MiG-29	0,82±0,012	0,6÷30	≥ 10% urwanie (ukręcenie) wałka prądnicy z przełomem gładkim
Blok regulatora obrotów prądnicy samolotu MiG-29	6±0,9	0,16÷1,1	≥ 5,5% urwanie wałka prądnicy z przełomem falistym



Rys. 5. Zbiory charakterystyczne na płaszczyźnie $(f_p, \Delta F)$ dla typowych uszkodzeń skrzyni napędów statku powietrznego

Pomiary częstotliwości chwilowej

Wady par kinematycznych powodują zmodulowania częstotliwości przebiegu napięcia wyjściowego prądnicy, co przedstawiono na rys. 4a. Częstotliwość chwilową oblicza się, wykorzystując pomiar czasów pomiędzy sąsiednimi przejściami sygnału napięcia prądnicy przez poziom napięcia równy zero ($U = 0V$). Odwrotność podwojonej wartości tego czasu jest poszukiwaną częstotliwością chwilową. Z uwagi na to, że dla $U = 0V$ sinusoida osiąga największy gradient zmian, można wnioskować, że przebieg napięcia będzie w tych miejscach najmniej zniekształcony [144]. Pomiar okresu pomiędzy kolejnymi przejściami przez $U = 0V$ odbywa się poprzez zliczanie kolejnych paczek impulsów generatora podstawy czasu („zegara wewnętrznego”) układu zliczania impulsów („karty licznikowej”) f_z .

Mierząc czasy pomiędzy kolejnymi przejściami tego napięcia przez poziom odniesienia ($U = 0V$), można otrzymać wartości $\Delta t_{ci} = \{\Delta t_{c1}, \Delta t_{c2}, \Delta t_{c3}, \dots, \Delta t_{cn}\}$. Odkładając odwrotności podwojonej wartości tych czasów:

$$f_i(t) = \left\{ \frac{1}{2\Delta t_{c1}}; f_2 = \frac{1}{2\Delta t_{c2}}; f_3 = \frac{1}{2\Delta t_{c3}}; \dots; f_n = \frac{1}{2\Delta t_{cn}} \right\} \quad (1.8)$$

otrzymuje się zmiany częstotliwości chwilowej napięcia wyjściowego prądnicy w czasie, czyli przebieg funkcji $f_i = f(t)$, co przedstawiono na rys. 4b. Jednocześnie dla całego okna czasowego trwania pomiaru diagnostycznego, można określić średnią arytmetyczną częstotliwości chwilowej:

$$f_{sr} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^{i=n} f_i \quad (1.9)$$

Odchyleniom częstotliwości chwilowej f_i od wartości średniej f_{sr} mogą być przyporządkowane dwa parametry (rys. 4b):

- amplituda odchylenia – ΔF ,
- czas trwania odchylenia – t_{od} .

Sposób tworzenia punktów na płaszczyźnie ($f_p, \Delta F$)

Obserwując zmiany częstotliwości chwilowej, stwierdzono istnienie związków pomiędzy zwiększającą się wartością ekstremalnych odchyżeń zmian częstotliwości (ΔF_j) od częstotliwości średniej (f_{sr}) a stopniem zużycia sprzęgieł jednokierunkowych. Obserwacje przebiegów częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$ wymagały przeglądania długich przebiegów i notowania ekstremalnych wartości amplitudy. W celu zmniejszenia pracochłonności wyznaczania ekstremalnych wartości

częstotliwości i czasów odchyień od częstotliwości średniej, dla zmian częstotliwości napięcia wyjściowego w czasie, postanowiono zmiany te przedstawić na płaszczyźnie współrzędnych prostokątnych ($f_p, \Delta F$). 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 .

Odkładając na płaszczyźnie ($f_p, \Delta F$) punkty o współrzędnych będących parametrami kolejnych odchyień (np. wg rys. 4b „odchylenia ujemnego (1)”):

- ΔF_j , tj. ekstremalną wartość odchylenia częstotliwości chwilowej od częstotliwości średniej;
- f_{pj} , zwaną dalej częstotliwością procesu mechanicznego, obliczaną jako odwrotność podwojonej wartości czasu trwania j -go odchylenia Δt_{odj} częstotliwości chwilowej od poziomu odniesienia (zazwyczaj poziomu częstotliwości średniej f_{sr}), czyli:

$$f_{pj} = \frac{1}{2 \cdot \Delta t_{odj}} \quad (1.10)$$

otrzymuje się kolejne punkty charakterystyczne przedstawione na rys. 4c.

Kolejne punkty o współrzędnych ($f_{pj}, \Delta F_j$) otrzymywane z pomiaru tworzą zbiory charakterystyczne – przykład takich zbiorów przedstawiono na rys. 5.

Opis związków pomiędzy wielkością opisującą wadę ogniwa a wielkościami opisującymi modulację częstotliwości

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 zębatach, 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 wartości istniejących luzów albo innych parametrów związanych ze zużyciem elementów lub z błędami wykonania i montażu. Modulacje te kumulują się na wirniku prądnicy w postaci zmiany wyjściowej prędkości obrotowej ω_2 (rys. 4b), dostarczając informacji diagnostycznych. W uzwojeniach wirnika prądnicy indukuje się siła elektromotoryczna (SEM) o wartości skutecznej, określonej wzorami (1.5) i (1.6).

Indukowana w uzwojeniach SEM osiąga chwilową wartość równą zeru w położeniu odpowiadającym osiągnięciu przez zezwój na wirniku magnetycznej strefy obojętnej (rys. 1 – linie zerowe nr 1, 2, 3, 4). Modulacje prędkości kątowej wirnika prądnicy 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 zachować, pomimo że odbiega ona od definicji z innych dziedzin [30] techniki.

Rys. 4a przedstawia sygnał napięcia wyjściowego otrzymywany z prądnicy prądu przemiennego, zmodulowany częstotliwościowo poprzez zmiany prędkości kątowej napędu prądnicy pokładowej ω_2 . Zmiany prędkości kątowej ω_2 przedstawiono na rys. 4b w postaci zmiany częstotliwości $f_i = f(t)$. Poprzez pomiar wartości ekstremalnych odchyłeń od poziomu częstotliwości średniej (f_{sr}), tj. ΔF_1 i ΔF_2 oraz odwrotności podwojonych czasów trwania odchylenia od poziomu częstotliwości średniej, otrzymuje się zobrazowanie odchyłeń ΔF od częstotliwości procesu mechanicznego f_p (rys. 4c).

1.3. Warunki rozróżnialności badanego sygnału w metodzie FDM-A

Zmianę prędkości obrotowej od danego uszkodzonego ogniwa kinematycznego można przedstawić za pomocą sumy modulujących funkcji sinusoidalnych, gdyż każde ogniwo kinematyczne ma swoją „częstotliwość nośną”, zależną od swojej częstotliwości znamionowej, oraz co najmniej jedną częstotliwość modulującą generowaną przez wadę tego ogniwa. Odpowiedzi układu liniowego w stanie ustalonym na sinusoidalne funkcje wymuszające równe są sumie odpowiedzi sinusoidalnych na każdą z sinusoidalnych funkcji wymuszających [2, 21]. Oczywiście łańcuch ogniw kinematycznych pomiędzy obserwowanym elementem a prądnicą-obszernikiem przeważnie nie jest układem liniowym. Jednakże każda sinusoidalna funkcja wymuszająca, związana z uszkodzonym ogniwem kinematycznym, po przejściu przez transmitancję układu napędowego, zachowuje swoją częstotliwość, zmienia amplitudę, np. ulega zmniejszeniu na skutek tłumienia. Niektóre sinusoidalne funkcje wymuszające mogą doznać zwiększenia amplitudy, jeżeli ich wartość częstotliwości jest zbliżona do częstotliwości własnej podzespołu układu napędowego. Zmianie ulega również kąt przesunięcia fazowego pomiędzy poszczególnymi sinusoidami, np. na skutek istnienia skręceń sprężystych wałów.

Z praktyki badawczej wynika, że zużycie danej pary kinematycznej może powodować modulacyjne zmiany prędkości kątowej odkształcone od sinusoidy. Taki przebieg prędkości kątowej można rozłożyć (rozkład Fouriera) na składowe harmoniczne. Każda harmoniczna sygnału wymuszającego generowana z dowolnego ogniwa zespołu napędowego będzie miała swoją odpowiedź o tej samej częstotliwości [21] w każdym miejscu układu mechanicznego, m.in. na wirniku prądnicy. W związku z tym sygnał napięcia wyjściowego prądnicy prądu przemiennego zostaje zmodulowany częstotliwościowo. Przebieg częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy jest więc dyskretnym obrazem przebiegu prędkości kątowej umownego zezwoju na wirniku prądnicy prądu przemiennego. W strefie magnetycznie obojętnej (linie zerowe nr 1, 2, 3, 4 – rys. 1) pomiędzy sąsiednimi biegunami stojana prądnicy następuje przebiegunowanie sygnału napięcia indukowanego w tworniku, tzn. następuje przejście sygnału napięcia wyjściowego przez poziom zerowy. Odległość czasowa pomiędzy takimi przebiegunowaniami będzie więc czasem dyskretyzacji Δt_c .

Aby dana harmoniczna prędkości obrotowej (rys. 4b) o częstotliwości f_p była rozróżnialna, to znamionowy czas dyskretyzacji Δt_N prądnicy (rys. 4a), tj. średni czas przejścia pomiędzy sąsiednimi strefami obojętnymi (rys. 1), powinien spełniać równanie zgodnie ze zmodyfikowanym twierdzeniem Kotelnikowa-Shannona [128]:

$$\Delta t_N \leq \frac{1}{2,5} \Delta t_{od} \quad (1.11)$$

gdzie t_{od} – czas odchylenia obserwowanego przebiegu zmian prędkości kątowej od poziomu odniesienia.

Wzór (1.11) jest słuszny dla małych wartości ekstremalnych odchyłeń prędkości kątowej ω (rys. 4b). Z rys. 4b można wywnioskować, że przy znacznych odchyleniach następuje:

- przy zmniejszaniu prędkości – zwiększanie okresów dyskretyzacji,
- przy zwiększaniu prędkości – zmniejszanie okresów dyskretyzacji.

Tak więc przy zmniejszaniu prędkości obrotowej następuje zwiększenie czasów pomiędzy kolejnymi liniami zerowymi (rys. 1), przy zwiększaniu – zmniejszenie tych czasów. W związku z tym wzór (1.11), opierający się na założeniu, że okres próbkowania jest niezmienny w czasie, może być stosowany tylko dla małych amplitud prędkości kątowej, natomiast dla większych amplitud odchyłeń prędkości kątowej można zastosować wzór warunkujący spełnienie warunku rozróżnialności:

$$\{\Delta t_{ci}\}_{\min} \leq \frac{1}{2,5} \{\Delta t_{odj}\}_{\min} \quad (1.12)$$

gdzie: i – liczba naturalna przedstawiająca liczbę przejść przez zero sygnału napięcia wyjściowego prądnicy (rys. 4a) w czasie Δt_{odj} ;

Δt_{ci} – czas trwania półokresów przebiegu napięcia wyjściowego.

Aby badany przebieg zmian prędkości kątowej wirnika (okresowy lub nieokresowy) był rozróżnialny, t_{od} musi trwać co najmniej przez czas odpowiadający przejściu (umownego zezwoju na 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:

$$f_N = \frac{n_N p}{60} \quad (1.13)$$

gdzie: n_N – wartość znamionowej prędkości obrotowej [obr/min],

p – liczba par biegunów.

Dla zliczania dwupołówkowego (rys. 4a) można zapisać zależność:

$$\Delta t_N = \frac{1}{2 f_N} \quad (1.14)$$

Po podstawieniu (1.13) do (1.14) otrzymuje się wzór na czas trwania półsinusoidy („półokresu”) znamionowego przebiegu napięcia $u(t)$ generowanego przez prądnicę prądu przemiennego, przy danej znamionowej prędkości obrotowej jej wirnika:

$$\Delta t_N = \frac{60}{2 n_N p} \quad (1.15)$$

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:

$$f_N = \frac{n_N \dot{Z}}{60} \quad (1.16)$$

gdzie: \dot{Z} – liczba zębów wirnika.

Po podstawieniu (1.16) do (1.14) otrzymuje się:

$$\Delta t_N = \frac{60}{2n_N \dot{Z}} \quad (1.17)$$

Tak więc np. prądnica GŻ-30 (trójfazowa, bezstykowa prądnica prądu przemiennego z uzwojeniem wzbudzenia na wirniku i twornikiem na stojanie), która ma częstotliwość znamionową $f_N = 400$ Hz, tj. czas trwania półsinusoidy $\Delta t_N = 1,25$ ms, może służyć (na podst. wzoru (1.13)) do analizy zmian prędkości kątowej o częstotliwości nie wyższej niż częstotliwość graniczna f_{gr} (minimalna częstotliwość znamionowa prądnicy zapewniająca rozróżnialność sygnału diagnostycznego, tj. dynamiki zmian prędkości kątowej o czasie trwania Δt_N – dla omawianego przypadku $f_{gr} = 320$ Hz).

Częstotliwość graniczna, zapewniona przez cechy konstrukcyjne prądnicy prądu przemiennego, jest przeważnie wystarczająca do wykrywania¹: zerwań sprzęgieł jednokierunkowych, mimośrodowości lub przekoszeń połączeń wałów, jest natomiast zwykle niewystarczająca do wykrywania luzów międzyzębnych kół zębatych. Dlatego też autor sięgnął po wykorzystanie modulacji częstotliwości składowej pulsacji pokładowej prądnicy prądu przemiennego.

Na podstawie licznych badań obiektów rzeczywistych stwierdzono, że punkty charakterystyczne odchyżeń częstotliwości chwilowej (od częstotliwości średniej) na płaszczyźnie (f_p , ΔF) skupiają się w zbioru. Eksperymentalnie stwierdzono, że każdy z takich zbiorów charakteryzuje stan zużycia innego ogniwa kinematycznego napędu. Przykład takich zbiorów przedstawia rys. 5. W dalszej części pracy zbioru takie będą nazywane zbiorami charakterystycznymi, gdyż każdy z nich obrazuje stan techniczny innego elementu lub wady mechanicznej. Położenie takiego zbioru względem osi odciętych jest charakterystyczne dla miejsca położenia w układzie kinematycznym badanego zespołu napędowego. Kształt zbioru jest charakterystyczny dla każdego podzespołu mechanicznego oraz typu jego uszkodzenia.

Symptomem diagnostycznym jest zmiana modulacji częstotliwościowej napięcia wyjściowego prądnicy ΔF w funkcji częstotliwości procesu modulacji f_p .

¹ Oprócz wykrywania zjawisk związanych z wadami mechanicznymi istnieją zagadnienia związane z dokładnością pomiaru wartości parametru wady. Sprawy te będą omawiane w rozdziale 5.5 (weryfikacja wyników badań skrzyń napędów poprzez modelowanie).

Pomiar częstotliwości napięcia sygnału nie nastęrcza trudności. Dokładność pomiaru może być zdeterminowana częstotliwością generatora (zegara) wewnętrznego układu pomiarowego, liczbą par biegunów prądnicy prądu przemiennego i wielością przełożenia pomiędzy wałkiem prądnicy prądu przemiennego a badanym ogniwem kinematycznym.

Dodać należy, że modulacja częstotliwościowa charakteryzuje się (w przeciwieństwie do modulacji amplitudowej) bardzo dużą odpornością na wszelkiego rodzaju zakłócenia i dlatego ma takie duże znaczenie w procesie diagnozowania. Dodatkową zaletą jest to, że w praktyce podczas badania diagnostycznego istnieje pewne obciążenie prądowe prądnicy (zazwyczaj o niewielkiej wartości natężenia prądu), co powoduje silne tłumienie niskoenergetycznych sygnałów zakłócających, np. radiowych zakłóceń przewodzonych lub promieniowanych.

1.4. Opis metody FDM-A

Podstawą metody FDM-A, podobnie jak FAM-C, jest pomiar modulacji częstotliwości. W prądnicach prądu stałego wykorzystuje się składową pulsacji żłobkowej. Inne typy pulsacji na obecnym etapie rozwoju metody 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 była rozróżnialna, to znamionowy czas dyskretyzacji Δt_N prądnicy, tj. średni czas przejścia pomiędzy sąsiednimi żłobkami wirnika (w metodzie FAM-C pomiędzy strefami obojętnymi stojana) powinien spełniać równanie (zgodną z twierdzeniem Kotelnikowa-Shannona) [124], które można wyrazić wzorem:

$$\Delta t_{odj} \geq \sum_{i=1}^{i>2} \Delta t_{ci} \quad (1.18)$$

gdzie: i – liczba naturalna przedstawiająca liczbę przejść przez zero sygnału napięcia wyjściowego prądnicy w czasie j -go odchylenia przebiegu Δt_{odj} ;

Δt_{ci} – czas trwania okresów przebiegu napięcia wyjściowego.

Warto w tym miejscu omówić rolę poszczególnych składowych pulsacji w procesie diagnozowania badanego zespołu napędowego.

1.4.1. Charakterystyka ogólna pulsacji prądnicy prądu stałego

W klasycznym, szkolnym ujęciu, prądnicę komutatorową prądu stałego przedstawia się w postaci schematu jak na rys. 6b, zaś przebieg jej siły elektromotorycznej – jak na rys. 6a. Prądnicą komutatorową prądu stałego składa się z:

- nieruchomego stojana, który poglądowo można przedstawić jako pary magnesów stałych (rys. 6b: 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 prędkością ω_2 ; na wirniku nawinięte są zwoje, w których indukuje się siła elektromotoryczna e ; indukującą się tu siłą elektromotoryczną (SEM) można opisać wzorem:

$$e = |K_g \cdot B \cdot \sin(\omega_2 t)| \quad (1.19)$$

gdzie: K_g – 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 każdego wycinka jest przyłączony koniec zwoju; komutator pełni funkcję mechanicznego prostownika prądu;
- szczotek elektrycznych „+” i „-” na rys. 6a, 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 wzmocnienie wartości SEM (e) ok. 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”.

Porównanie przebiegu teoretycznego funkcji opisanej wzorem (1.19) – rys. 6b, z przebiegiem rzeczywistym składowej pulsacji prądnicy komutatorowej (rys. 7) nie wykazuje żadnego podobieństwa między nimi. Dzieje się tak dlatego, że w nieobciążonej prądniczce komutatorowej prądu stałego dominują pulsacje żłobkowe, a nie komutatorowe. Oba typy pulsacji przedstawiono na rys. 7 i 8.

Pulsacje żłobkowe powstają w wyniku zmiany reluktancji, wywołanej wirowaniem uzębionego wirnika – rys. 8b, c, d. Częstotliwość pulsacji żłobkowych f_z zgodnie z literaturą [148] można wyrazić wzorem (1.16). Szczegółowe omówienie właściwości tej pulsacji zawarto w następnym podrozdziale.

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 zmodulowań amplitudy na przebiegu napięcia wyjściowego komutatorowej prądnicy prądu stałego, o czym świadczą zmiany przebiegu obwiedni przedstawionego na rys. 7. Częstotliwość tej modulacji 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:

$$f_b = 2p n / 60 \quad (1.20)$$

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

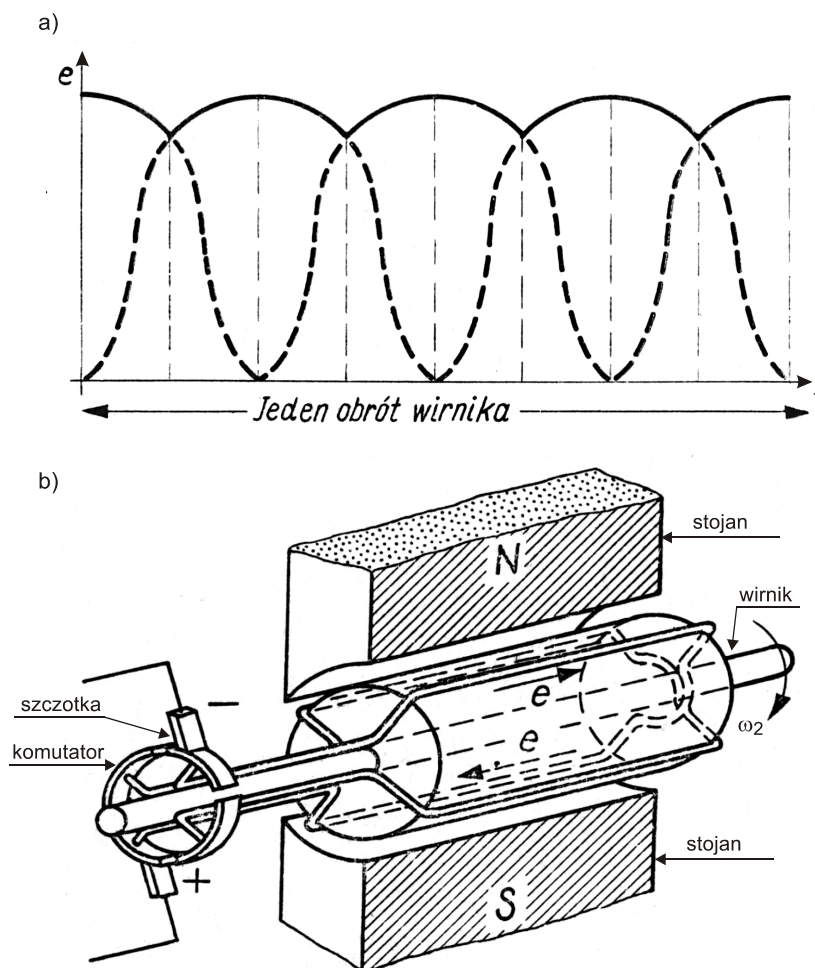
Sygnal modulacji biegunowych niesie informacje o anizotropii (geometryczne zróżnicowanie przenikalności blach magnetycznych obwodu magnetycznego prądnicy) blach obwodu magnetycznego prądnicy. Blachy te w kierunku walcowania mają większą przenikalność magnetyczną niż w kierunku poprzecznym. W literaturze specjalistycznej modulację biegunową zazwyczaj łączy się z **modulacją obrotową**, 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.

Sygnal modulacji obrotowej niesie natomiast informację diagnostyczną o błędach:

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

W celu zmniejszenia pulsacji biegunowych oraz obrotowych zaleca się [148]:

- stosowanie selekcyonowanych 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 osi (błąd nie powinien przekraczać $\pm 0,01$ mm),
- minimalizację niewyważenia wirnika.



Rys. 6. Wirnik z dwoma zwojami i komutatorem o czterech wycinkach oraz wykres zmian siły elektromotorycznej między szczotkami prądnicy prądu stałego:
 a) przebieg składowych napięcia (siły elektromotorycznej SEM o wartości chwilowej e indukowanego w poszczególnych zewojach wirnika – tworzenie się pulsacji komutatorowej, b) widok ogólny

Pulsacje komutatorowe napięcia wyjściowego prądnicy są związane ze współdziałaniem szczotek i komutatora. W czasie wirowania twornika szczotki zwiernają na przemian różną liczbę zewojów uzwojenia, co powoduje zmianę liczby zwojów w gałęziach równoległych i wywołuje okresowe pulsacje napięcia na szczotkach. Częstotliwość tych pulsacji f_k zależy od liczby wycinków komutatora, co można wyrazić wzorem:

$$f_k = K_k n / 60 \quad (1.21)$$

gdzie: K_k – liczba wycinków (klepek) komutatora.

W wielu opracowaniach do pulsacji komutatorowych zalicza się także pulsacje napięcia wywołane przez iskrzenie występujące pod szczotkami w czasie 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 chwili jego zwierania lub rozwierania przez szczotkę,
- SEM transformacji,
- SEM rotacji – jeżeli część komutowanego zwoju dostanie się pod pole magnetyczne stojana to powstaje iskrzenie. Dlatego też konstruktorzy starają się tak zaprojektować prądnicę, aby komutowany zewzój był w strefie magnetycznie obojętnej w czasie zwierania dwóch klepek komutatora.

Aby zapobiec iskrzeniu pod szczotkami, powstającemu z przyczyn mechanicznych, powierzchnia komutatora powinna być szczególnie gładka, a szczotki starannie dotarte. Zgodnie z technologiami remontowymi za dotartą uznaje się szczotkę, której powierzchnia styku z komutatorem jest wyszlifowana w 80%. Zalecany docisk szczotek to co najmniej 300 G/cm². Korzystne jest również ustawienie obok siebie dwóch, połączonych równolegle szczotek. Bicie komutatora powinno być małe, nieprzekraczające ±0,02 mm. Szczotka węglowa jest sprasowana pod ciśnieniem mieszaniną: grafitu, miedzi, sadzy i ewentualnie innych dodatków – należy odpowiednio dobrać skład materiałowy:

- nadmierne zwiększanie zawartości miedzi zmniejsza co prawda spadek napięcia przejścia „szczotka – kleпка komutatora”, lecz może być przyczyną zwiększonego iskrzenia,
- zwiększanie zawartości sadzy wprawdzie zmniejsza tarcie, lecz pogarsza własności mechaniczne.

1.4.2. Pulsacje żłobkowe w tworniku nośnikiem informacji diagnostycznej o stanie zespołu napędowego

Zjawisko różnorodnych pulsacji żłobkowych prądnic indukcyjnych prądu przemiennego [146, 147] jest dobrze znane. 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. Nie ma w nich uzwojeń na wirniku, jak w klasycznej komutatorowej prądnicie prądu stałego, dlatego powstaje tylko zmienna składowa pulsa-

cji (pulsacje komutatorowe nie występują). Z dostępnych informacji wynika, że w celu uzyskania sygnału napięcia wyjściowego maksymalnie zbliżonego do sinusoidy, w prądnicach indukcyjnych najczęściej stosuje się zęby o skośnym kształcie (rys. 9b). Rzadko w prądnicach indukcyjnych stosowane są wirniki o żłobkach w kształcie jaskółczego ogona (rys. 8c) lub w kształcie litery „T” (rys. 9c). Powstaje wówczas niesymetryczny kształt napięcia wyjściowego. Tego rodzaju kształt żłobków jest natomiast powszechnie stosowany w klasycznych komutatorowych prądnicach mocy prądu stałego – kształt ten stwarza możliwość dobrego mechanicznego mocowania (blokowania) uzwojeń w żłobkach wirnika. Odcinki 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, dlatego łatwo można je odfiltrować. Niezaprzeczalny jest natomiast fakt sztywnego położenia kątowego żłobków względem siebie. W związku z tym, dla $\omega_2 = \text{var}$ odcinki czasu między kolejnymi przejściami przez poziom $e = 0$ (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, którą omówiono w dalszej części opracowania.

Pomiar wartości amplitudy pulsacji żłobkowych umożliwi lokalizowanie przerw w uzwojeniach wirnika. Z danych zebranych podczas badań eksperymentalnych autora [35] wynika, że po zerwaniu uzwojenia następuje zmniejszenie wartości względnej (odniesionej do wartości skutecznej napięcia wyjściowego prądnicy U_w) pulsacji żłobkowych δ_Z . Wartość tę można wyrazić wzorem:

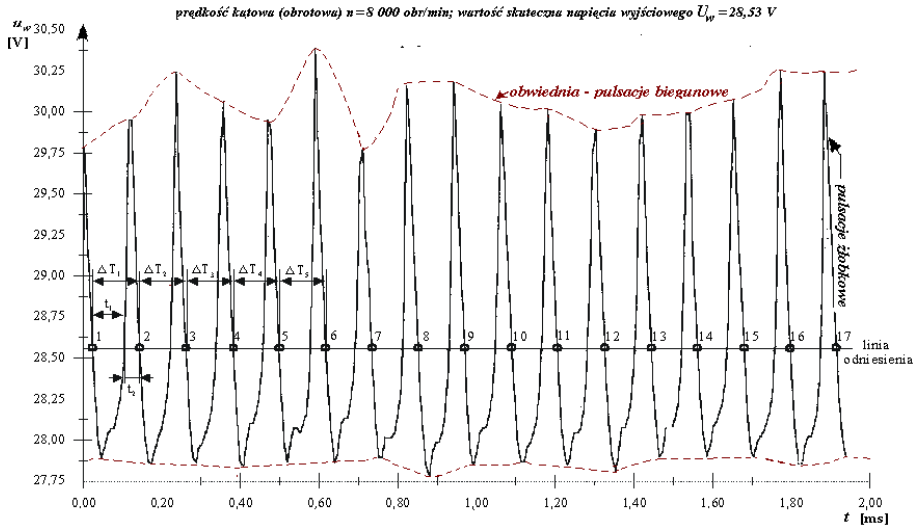
$$\delta_Z = \sum_{m=1}^{m=\dot{Z}} (U_{\max m} - U_{\min m}) \cdot 100\% / \dot{Z} \cdot U_w \quad (1.22)$$

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.

Równocześnie zachodzą, praktycznie niezauważalne, zwłaszcza dla niższych wartości ω_2 , zmiany (zmniejszanie) wartości skutecznej napięcia wyjściowego ΔU_w po zerwaniu uzwojenia (tablica 1.2). Wartość względna tych zmian przy przerwaniu jednego zwoju wirnika δU_w nie przekracza 0,01%.

1.4.3. 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. 7).



Rys. 7. Zmiany składowej pulsacji dla komutatorowej prądnicy prądu stałego GSR-ST-1200WT przy obciążeniu minimalnym ($I \approx 1A$)

Częstotliwość modulacji jest wprost proporcjonalna do iloczynu liczby biegunów stojana oraz prędkości katowej wirnika, a głębokość amplitudy proporcjonalna do zmian reluktancji magnetycznej między wirnikiem a stojanem. Sygnał ten niesie informacje o anizotropii blach obwodu magnetycznego prądnicy. 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:

$$\delta_b = \{(U_{\max o} - U_{\min o})100 / (U_{\max o} + U_{\min o})\}_{\text{MAX}} \quad (1.23)$$

gdzie: o – liczba naturalna oznaczająca tutaj numer kolejnego okresu pulsacji biegunowej;
 $U_{\max o}$ – maksymalna wartość chwilowa napięcia składowej pulsacji w okresie o ;
 $U_{\min o}$ – minimalna wartość chwilowa napięcia składowej pulsacji w okresie o .

Pulsacje biegunowe niosą ze sobą kilka informacji diagnostycznych:

- a) parametr fazy informuje o ewentualnych błędach rozkładu geometrycznego nabiegowników stojana,
- b) amplituda pulsacji (przebiegu obwiedni na rys. 7) świadczy, ogólnie ujmując, o nierównomierności rozkładu pola magnetycznego pod biegunami magnetycznymi stojana, a w pewnych przypadkach również o zwarciu lub przerwaniu uzwojeń wirnika lub stojana:
 - jeżeli amplituda pulsacji biegunowych osiąga, równomierne w całym okresie, 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;
 - jeżeli amplituda pulsacji biegunowych 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 ulega, równomiernie w całym okresie obrotu wirnika, zmniejszeniu może to sygnalizować zerwanie uzwojenia wirnika.

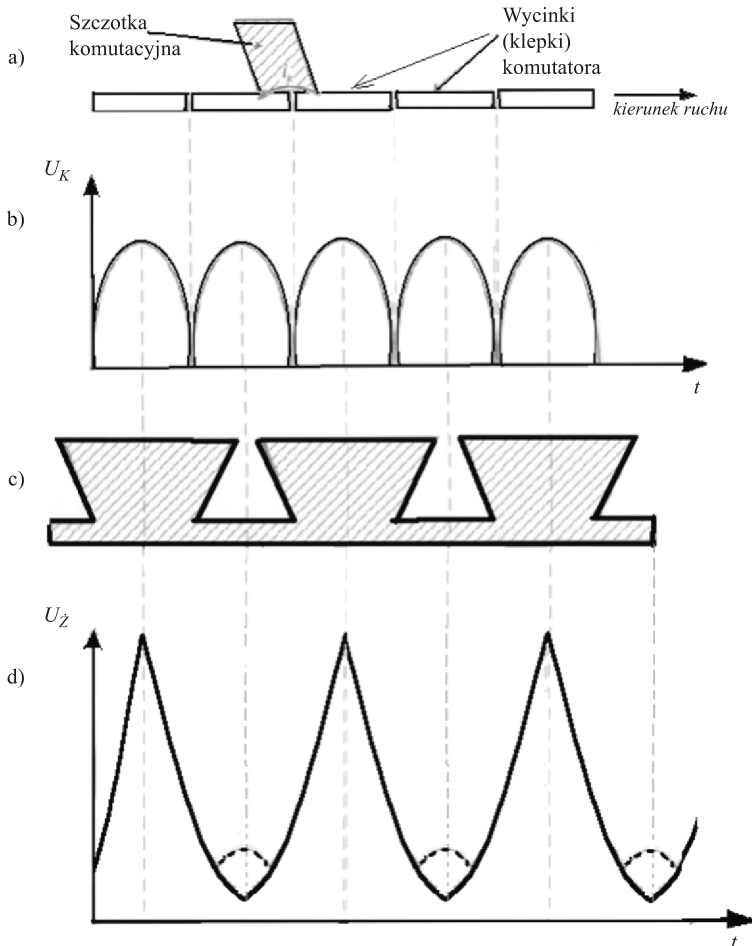
1.4.4. Pulsacje komutatorowe

Zjawisko pulsacji komutatorowych (rys. 8a, d) nie jest na razie wykorzystywane w metodzie FDM-A. Dotychczasowe badania przeprowadzone pod kierunkiem autora wykazały, że wartość amplitudy tych pulsacji jest wprost proporcjonalna do poziomu obciążenia prądowego. Przy przeciążeniach prądnicy 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:

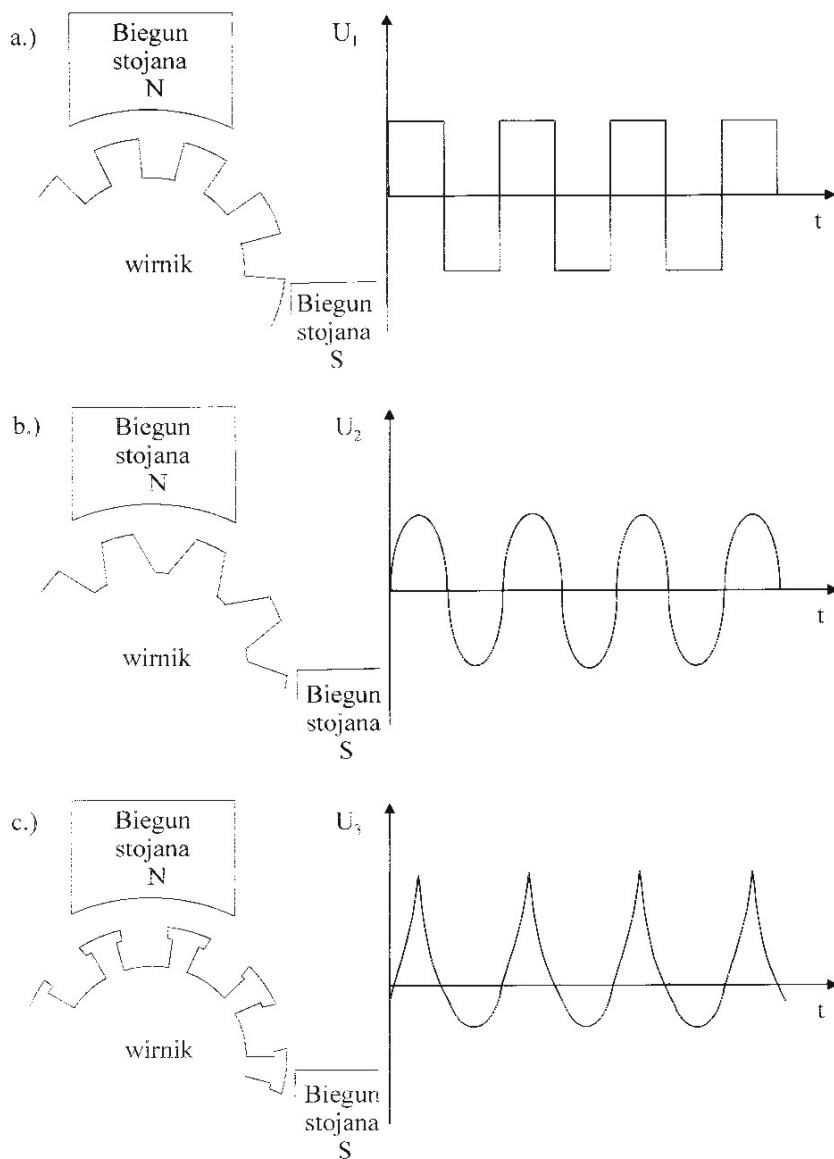
$$f_N = \frac{n_N(\dot{Z} + K)}{60} \quad (1.24)$$

Wzór ten, wprawdzie nie weryfikowany doświadczalnie, nasuwa się intuicyjnie na podstawie składowych pulsacji, jakie autor niejednokrotnie obserwował podczas rejestracji przebiegów napięcia. W aktualnych aplikacjach składowa pulsacja jest minimalizowana poprzez nakazowe minimalizowanie obciążenia prądnicy – przetwornika prądu stałego poniżej 10% mocy znamionowej. Niewykluczone jest wyko-

rzystanie składowej pulsacji komutatorowej, lecz raczej nie do diagnozowania zespołu napędowego, lecz diagnozowania stanu obwodów elektrycznych i magnetycznych prądnicy. Oczywiście wymaga to licznych analiz i badań. Składowa pulsacji komutatorowych ma kąt fazowy swoich okresów zbyt niestabilny w stosunku do kąta fazowego pulsacji żłbkowej. Dlatego też składowa pulsacji komutatorowej, na obecnym etapie prac, jest przez autora uznana jako sygnał zakłócający.



Rys. 8. Kształt przebiegu składowej napięcia pulsacji dla prądnicy prądu stałego: a) rozwinięcie elementów mechanicznego węzła komutatora; b) przebieg pulsacji komutatorowych; c) rozwinięcie żłbków wirnika; d) przebieg pulsacji żłbkowych (linia ciągła) z zaznaczeniem pulsacji komutatorowych (linia przerywana)



Rys. 9. Typowe przebiegi napięcia wyjściowego prądnic indukcyjnych dla zębów wirnika w kształcie: a) trapezu, b) prostokątnym, c) jaskółczego ogona

Na rys. 8 przedstawiono wzajemne zależności pomiędzy pulsacją komutatorową, żłobkową, położeniem żłobków wirnika i klepek komutatora. Z badań

przeprowadzonych z użyciem prądnicy GSR-ST-12000 WT wynika, że przy prądzie obciążenia prądnicy poniżej 10% wartości znamionowej amplituda pulsacji komutatorowych (rys. 8b) jest prawie niezauważalna na tle pulsacji żłbkowych (rys. 8d); przy obciążeniu rzędu 10% pulsacje są ledwie widoczne na przebiegu napięcia wyjściowego. Przesunięcia kątowe poszczególnych półsinusoid pulsacji komutatorowych (rys. 8d) zmieniają się względem pulsacji żłbkowych oraz ulegają indywidualnym przesunięciom kątowym podczas wibracji mechanicznych szczotek w uchwycie oraz w czasie obciążania prądowego prądnicy. W związku z powyższym pulsacje komutatorowe nie mogą być wykorzystywane do diagnozowania wielkości wad par kinematycznych zespołu napędowego. Mogą służyć natomiast jako źródło informacji diagnostycznych innych uszkodzeń, np. węzła komutatorowo-szczotkowego.

Przy obciążeniu znamionowym wartość szczytowa pulsacji komutatorowych osiąga poziom ok. 50% pulsacji żłbkowych. Oznacza to, że śledząc przesunięcia fazowe pulsacji komutatorowych będzie można prawdopodobnie diagnozować stan węzła komutatorowo-szczotkowego prądnicy.

1.5. 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 (1.13). Dla prądnicy prądu stałego częstotliwość pulsacji żłbkowej można wyrazić wzorem (1.16). 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 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 do modułu zęba (wg *Encyklopedii mechaniki* luz ten „...zwykle zawiera się w granicach 0,03÷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 ms wirnik dokona pełnego obrotu (o 360°). Co 1 ms zaznacza się wyhamowania o czasie trwania od 0,03 ms

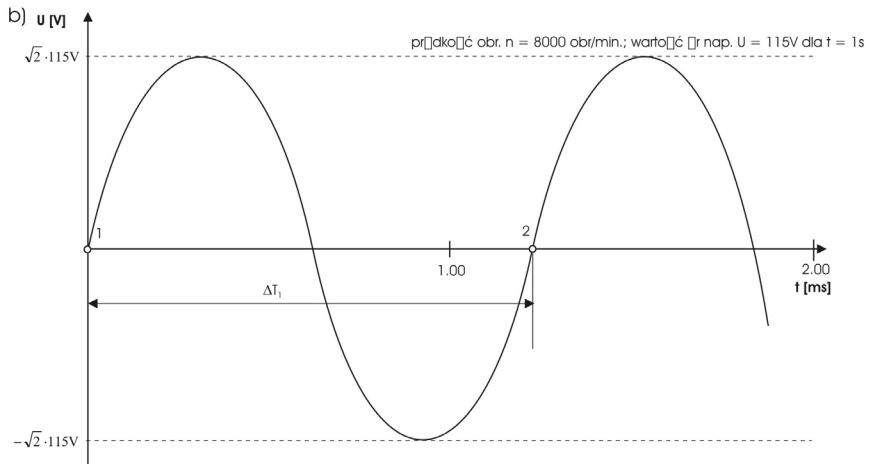
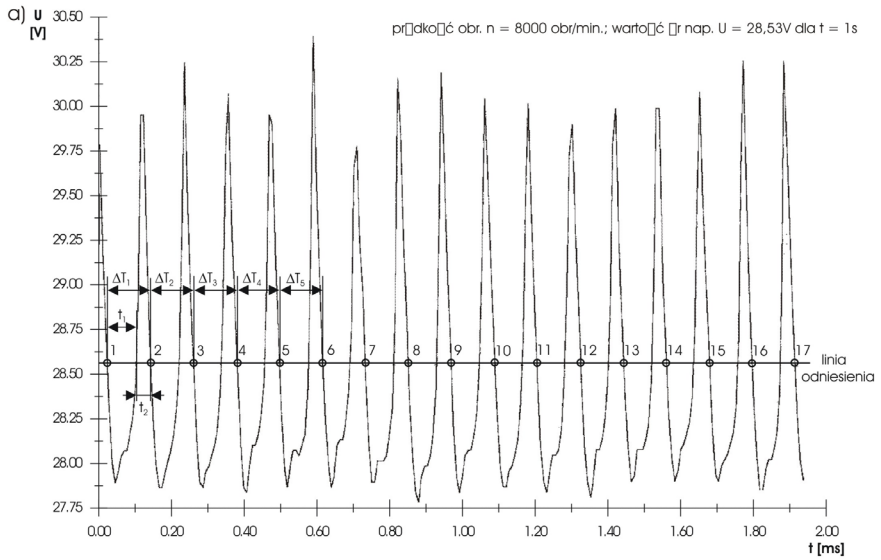
do 0,07 ms, tj. średnio 50 μ s, zakres ten został przyjęty wstępnie jako zakres (klasa) rozdzielczości „pomiaru” luzów. Dla spełnienia warunku Kotelnikowa-Shannona (częstotliwość probiercza musi być co najmniej 2,5-krotnie wyższa od badanej) – czas trwania półsinusoidy częstotliwości znamionowej f_N (obliczanej jako iloczyn liczby par biegunów i prędkości znamionowej) musi być 2,5-krotnie krótszy od maksymalnego czasu (Δt_c) w okresie f_{od} wyhamowywania wirnika w etapie A (wybierania luzu międzyzębnego). Czas trwania półsinusoidy częstotliwości f_N musiałby wynosić co najmniej $1/2f_N$. Czas taki zapewni prądnica o liczbie biegunów $p = 10 \text{ ms} : 20 \mu\text{s} = 500$ biegunów, tj. o liczbie par biegunów $p = 250$. Przy założeniu rozdzielczości pomiaru luzów 0,03 m , czas trwania półsinusoidy o częstotliwości znamionowej musiałby wynosić co najmniej $30 \mu\text{s}/2,5 = 16 \mu\text{s}$; stąd niezbędna byłaby prądnica o liczbie biegunów $2p \cong 700$ biegunów, tj. $p = 350$ par biegunów. Z tablicy 1.2 wynika, że warunek ten nie jest spełniony dla żadnej z istniejących prądnic lotniczych. Należy więc przyjąć niższą klasę rozdzielczości, w której będą się mieściły konstrukcje prądnic lotniczych.

Tablica 1.2

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

Liczba zębów	10					30				
	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
Założona rozdzielczość										
Minimalna liczba par biegunów	250	125	62	25	16	750	375	186	75	48

Tak więc dla prądnicy GSR-ST-12000WT (tablica 1.4) 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 (rys. 10a) oraz z prądnic prądu przemiennego (rys. 10b) wykazuje znaczną różnicę czasów trwania okresów pulsacji. Wynika to z różnic konstrukcyjnych tych prądnic. W praktyce eksploatacyjnej przy jednym pełnym obrocie wirnika prądnicy prądu stałego indukuje się od kilku do kilkudziesięciu okresów napięcia wyjściowego więcej niż przy jednym pełnym obrocie wirnika prądnicy prądu przemiennego. Proporcjonalnie do tych zależności kształtuje się rozdzielczość metod FAM-C i FDM-A dla poszczególnych typów prądnic.



Rys. 10. Przebieg zmian napięcia wyjściowego prądnic: a) prądu stałego GSR-ST-12000WT; b) prądu przemiennego SGO-8, gdzie: 1, 2, 3, ... – kolejne punkty przejścia przebiegu napięcia przez poziom odniesienia; $\Delta T_1, \Delta T_2, \Delta T_3, \dots$ – kolejne okresy składowej pulsacji

1.6. Wybrane elementy opisu matematycznego zależności pomiędzy niektórymi wadami mechanicznymi a parametrami modulacji prądnic

1.6.1. Wprowadzenie – założenia podstawowe

Typowe wady mechaniczne maszyn prostych i ich odzwierciedlenie w przebiegu prędkości chwilowej

Zgodnie z systematyką spotykaną w literaturze, wady elementów lub zespołów napędowych mogą być wywołane błędami popełnionymi w trakcie procesu produkcyjnego (błędy obróbki, montażu) lub mogą powstawać w procesie eksploatacji (wycieranie się 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. Pojęcia te stworzono na użytek diagnostyki i z punktu widzenia procesu wytwórczego i procesu eksploatacyjnego nie są one ściśle. Są to pojęcia umowne, wystarczające do usystematyzowania procesu lokalizowania i określania wielkości pewnych wad mechanicznych w procesie diagnostycznym. Do wad montażowych można zaliczyć:

- wadę mimośrodowości,
- wadę przekoszenia.

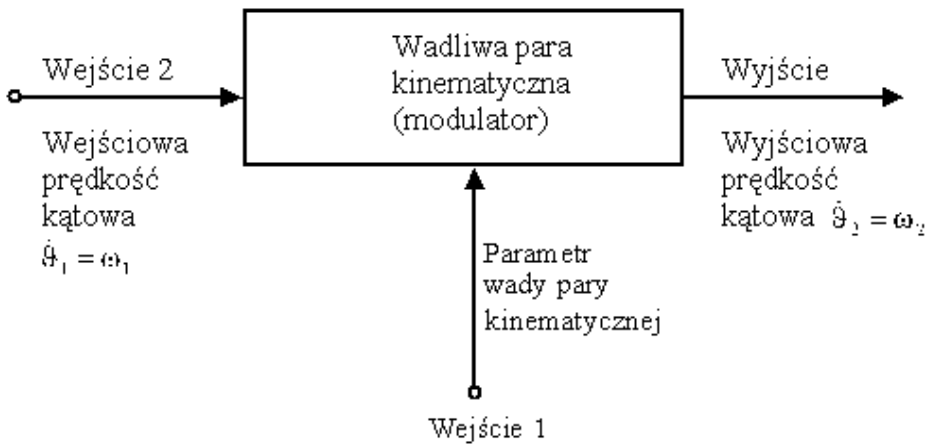
Do wad zużyciowych natomiast zalicza się:

- luzy obwodowe połączeń,
- luzy międzyzębne,
- nieciągłość zazębienia sprzęgła jednokierunkowego.

Idea metody opiera się na modulowaniu prędkości kątowej przez wadliwą parę kinematyczną (rys. 11) oraz przenoszeniu tych zmodulowań od uszkodzonego elementu mechanicznego do wirnika prądnicy-przetwornika. W prądnicach zmodulowania te są przetwarzane na modulację częstotliwości napięcia wyjściowego. 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:

- Punkt pracy obwodów magnetycznych prądnicy jest położony na odcinku prostoliniowym charakterystyki magnesowania (poniżej nasycenia magnetoindukcji).

- Pętla histerezy jest pomijalnie wąska: punkt pracy jest położony na odcinku prostoliniowym charakterystyki magnesowania.
- Prądnica jest wzbudzana z idealnego źródła prądu stałego.
- W obwodzie wyjściowym prądnicy pobierany jest mały prąd – nie ma on wpływu na zmiany cieplne ani magnetyczne w prądnicy.
- Wirnik i stojan prądnicy są bryłami sztywnymi.
- Prędkość obrotowa silnika napędowego jest stała.
- Obciążenie mechaniczne układu napędowego jest niezmiennie w czasie.
- Stan cieplny układu napędowego jest ustalony i nie wpływa na zmiany parametrów napięcia prądnicy-observatora.
- Każda para kinematyczna skrzyni napędów wykazuje swoją wadę w postaci modulacji wyjściowej prędkości kątowej w stosunku do prędkości wejściowej (rys. 11).
- Skrzynia napędów jest układem liniowym.
- Modulacje wyjściowej prędkości kątowej z każdej wadliwej pary kinematycznej są przekazywane na wirnik prądnicy pokładowej.



Rys. 11. Schemat blokowy wadliwej pary kinematycznej jako modulatora prędkości kątowej

Jeszcze ważniejsza od analizy zniekształceń jest możliwość wytłumienia sygnału zmodulowań prędkości kątowej od uszkodzonego elementu mechanicznego, jeżeli w układzie na drodze do prądnicy-przetwornika 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. Równocześnie intuicyjnie oczywiste jest, że dana harmoniczna sygnału

zmodulowań prędkości kątovej od uszkodzonego elementu mechanicznego nie zostanie odzwierciedlona w modulacji częstotliwości napięcia, jeżeli nie będzie ciągłości przekazywania energii mechanicznej. Czas połączenia ogniów podczas badania diagnostycznego powinien przynajmniej raz być co najmniej równy okresowi danej harmonicznej sygnału zmodulowań prędkości kątovej od uszkodzonego elementu mechanicznego. Rozważania te można sformułować w formie „mechanicznych” założeń i tezy.

Założenia „mechaniczne”

- Trakt przenoszenia napędu od danej (wadliwej) pary kinematycznej do punktu obserwacji odznacza się odpowiednio małą bezwładnością i odpowiednio dużą sztywnością, w stosunku do diagnozowanej pary kinematycznej.
- Czas trwania połączenia mechanicznego pomiędzy daną (wadliwą) parą kinematyczną a punktem obserwacji jest co najmniej raz (w okresie trwania pomiaru diagnostycznego) równy okresowi znamionowemu obserwowanej sinusoidalnej funkcji wymuszającej, związanej z uszkodzonym ogniwnem kinematycznym.

Teza „mechaniczna”

W dowolnym łańcuchu kinematycznym wada montażowa lub zużyciowa objawia się w postaci zmodulowań prędkości kątovej o amplitudzie wprost proporcjonalnej do wielkości wady i okresie równym iloczynowi znamionowej prędkości kątovej i współczynnika zależnego od charakteru wady mechanicznej.

Jednocześnie prądnica-przetwornik musi mieć liniową charakterystykę przetwarzania, co można ująć w formie „elektrycznych” założeń i tezy.

Założenia „elektryczne”

Maszynę elektryczną (przetwornik ruchu kątowego lub liniowego na sygnał elektryczny) charakteryzuje liniowa zależność pomiędzy fazą prędkości kątovej swego wirnika (lub innego elementu ruchomego) a fazą napięcia wyjściowego.

Teza „elektryczna”

Istnieje związek pomiędzy parametrami modulacji częstotliwości napięcia generowanego w maszynie elektrycznej a stanem technicznym jej układu napędowego.

Typowe współczynniki h fazy wady mechanicznej

Na podstawie licznych badań laboratoryjnych wykonanych na stanowiskach napędowych oraz obliczeń analitycznych [23, 24, 39] można sformułować

pewne proste liniowe zależności pomiędzy wybranymi wadami mechanicznymi a częstotliwościami zmodulowań:

$$\omega_2 = h \cdot \omega_1 \quad (1.25)$$

$$f_2 = h \cdot f_1 \quad (1.26)$$

gdzie wartości h , w zależności od wady mechanicznej, są określane następująco:

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

Te nieskomplikowane zależności stosunkowo łatwo można obserwować na maszynach prostych, gdzie tylko jedno ogniwo kinematyczne podlega kontrolowanemu uszkodzeniu. W zespołach napędowych spotyka się zazwyczaj wiele elementów o znacznym poziomie zużycia. Ich 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. Dlatego niektóre z nich należy szczegółowo omówić.

1.6.2. Mimośradowość połączeń

Przebieg zmian częstotliwości napięcia wyjściowego (prędkości obrotowej wirnika) prądnicy przy mimośradowym połączeniu (rys. 12) przedstawiono na rys. 13.

Dokonano modelowania procesu zmian parametrów przy równoległym przesunięciu osi obrotu dwóch par kinematycznych złożonych z wałka prądnicy i z tulei napędowej (rys. 12).

Kąt położenia chwilowego wirnika prądnicy pokładowej ϑ_2 można wyznaczyć ze wzoru:

$$\operatorname{tg} \vartheta_2 = \frac{PA}{O_1A} \quad (1.27)$$

Ponieważ:

$$PA = PB - a, \text{ gdzie: } \frac{PB}{R_N} = \sin \omega_1 t \quad (1.28)$$

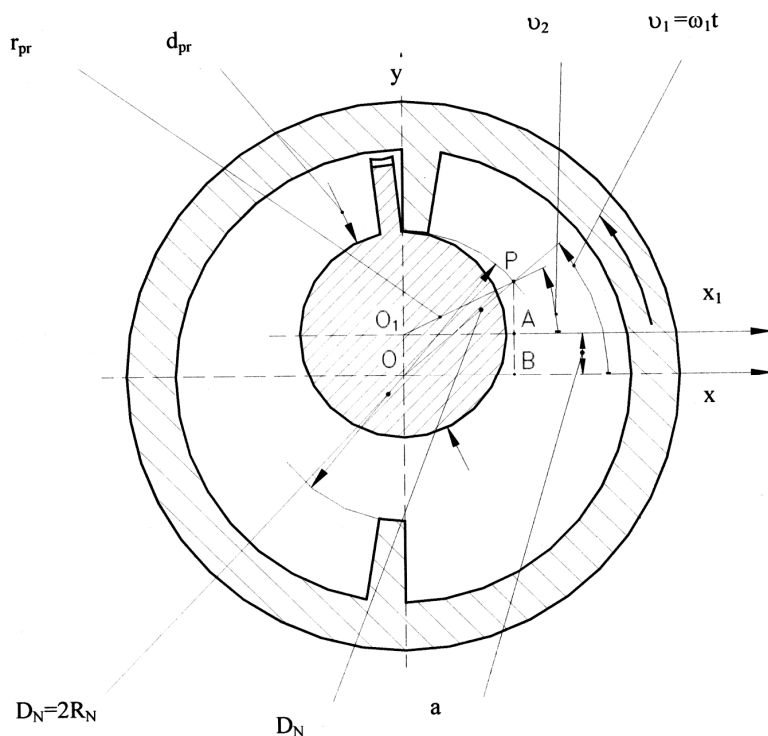
więc po przekształceniu:

$$\operatorname{tg} \vartheta_2 = \frac{R_N \sin \omega_1 t - a}{O_1 A} \quad (1.29)$$

Ponieważ: $O_1 A = OB$, gdzie: $\frac{OB}{R_N} = \cos \omega_1 t$,

więc:

$$\operatorname{tg} \vartheta_2 = \frac{R_N \sin \omega_1 t - a}{R_N \cos \omega_1 t} \quad (1.30)$$



Rys. 12. Przekrój poprzeczny wałka prądnicy w tulei napędowej przy równoległym przesunięciu ich osi (wprowadzenie wady mimośrodowości)

Oznaczenia: D_N – średnica gniazda napędu; d_{pr} – średnica wałka prądnicy; a – wartość mimośrodowości; O_1 – punkt obrotu wałka prądnicy; O – punkt obrotu gniazda napędu prądnicy

Ponieważ: $R_N = \frac{D_N}{2}$, więc:

$$\vartheta_2 = \arctg \frac{D_N \sin \omega_1 t - 2a}{D_N \cos \omega_1 t} \quad (1.31)$$

Różniczkując wzór (1.31) po czasie, otrzymuje się wyrażenie na chwilową prędkość kątową wałka (d_{pr}) i wirnika prądnicy przy założeniu, że wałek prądnicy (o średnicy d_{pr}) jest sztywno połączony z wirnikiem prądnicy:

$$\dot{\vartheta}_2 = \omega_2 = \frac{1}{1 + \left(\frac{R_N \sin \omega_1 t - a}{R_N \cos \omega_1 t} \right)^2} \cdot \frac{R_N \cos \omega_1 t \omega_1 R_N \cos \omega_1 t - R_N (-\sin \omega_1 t) \omega_1 (R_N \sin \omega_1 t - a)}{D_N^2 \cos^2 \omega_1 t} \quad (1.32)$$

Po przekształceniu (1.32) oraz uwzględnieniu, że $\sin^2 \omega_1 t + \cos^2 \omega_1 t = 1$ otrzymuje się:

$$\omega_2 = \frac{D_N \omega_1 - \sin \omega_1 t a}{D_N + \frac{a^2}{D_N} - 2a \sin \omega_1 t} \quad (1.33)$$

Przyjmując za pomijalnie małe wartości $a \sin \omega_1 t$ w stosunku do $D_N \omega_1$, oraz $\frac{a^2}{D_N}$ w stosunku do D_N , otrzymuje się:

$$\omega_2 = \frac{D_N \omega_1}{D_N - 2a \sin \omega_1 t} \quad (1.34)$$

Można więc, po przekształceniu wzoru (1.34), wyznaczyć wartości równoległego przesunięcia osi. Dla ekstremalnych wartości ω_2 jest to:

$$\omega_{2 \max} = \frac{\omega_1 D_N}{D_N - 2a} \quad (1.35)$$

zaś

$$\omega_{2\min} = \frac{\omega_1 D_N}{D_N^2 + 2a} \quad (1.36)$$

Względna głębokość modulacji prędkości kątowej wirnika prądnicy wynosi:

$$\frac{\Delta\omega_2}{\omega_{\dot{s}r}} = \frac{\omega_{2\max} - \omega_{2\min}}{\frac{\omega_{2\max} - \omega_{2\min}}{2} + \omega_{2\min}} \quad (1.37)$$

Lub po przekształceniu:

$$\frac{\Delta\omega_2}{\omega_{\dot{s}r}} = \frac{\omega_{2\max} - \omega_{2\min}}{\frac{1}{2}(\omega_{2\max} + \omega_{2\min})} \quad (1.38)$$

Po podstawieniu do (1.38) równania (1.35) i (1.36) otrzymuje się:

$$\frac{\Delta\omega_2}{\omega_{\dot{s}r}} = \frac{4a}{D_N} \quad (1.39)$$

Ponieważ zmiany częstotliwości są liniową funkcją prędkości kątowej wirnika prądnicy, to:

$$\frac{\Delta\omega_2}{\omega_{\dot{s}r}} = \frac{|\Delta F_{\max}| + |\Delta F_{\min}|}{f_{\dot{s}r}} \quad (1.40)$$

Po podstawieniu (1.39) do (1.40) i po dokonaniu niezbędnych przekształceń otrzymuje się:

$$a = \frac{D_N}{4} \cdot \frac{|\Delta F_{\max}| + |\Delta F_{\min}|}{f_{\dot{s}r}} \quad (1.41)$$

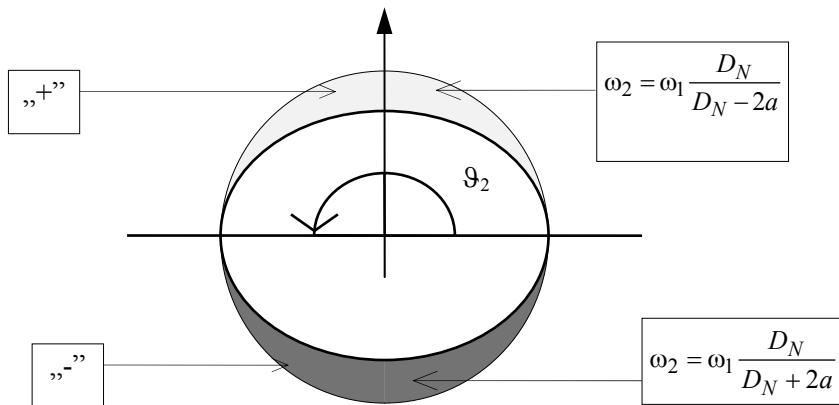
Powyższy wzór został zastosowany w praktyce podczas pomiarów wartości równoległego przesunięcia osi (połączenia mimośrodowego) wału silnika napędowego względem wału wejściowego przekładni TUN-75/R. Pomiarы dokonane metodą modulacji częstotliwości udowodniły dużą czułość i dokładność metody: przesunięcia osi kontrolowane z dokładnością do 0,02 mm, wykonane dla przemieszczenia promieniowego 2,6% i 5,3% promienia wodzącego sworznia sprzęgła kłowego były nie tylko rozróżnialne, ale przy zastosowaniu wzoru (1.40) obliczalne, z błędem do ok. 10%. Wartości dla szczególnych położenia kątowych wirnika prądnicy zestawiono w tablicy 1.3.

Tablica 1.3

Zestawienie wzorów na chwilową prędkość obrotową wirnika prądnicy przy mimośrodowym połączeniu i porównanie z danymi z literatury

ω_1 [obr/s]	dla $\omega_1 t$		Wzory wg wyprowadzeń własnych ϑ_2 [obr/s]	Wzory wg literatury
	[°]	[rad]		
100	0	0	0	0
100	90	$\Pi/2$	$\frac{\omega_1 D_N}{D_N - 2a}$	$\frac{\omega_1 D_N}{D_N - 2a}$
100	180	Π	0	0
100	270	$2/3\Pi$	$\frac{\omega_1 D_N}{D_N + 2a}$	$\frac{\omega_1 D_N}{D_N + 2a}$

Wartości ekstremalne są zgodne z danymi podanymi w literaturze [148, 149]. Można zauważyć, że wartość prędkości kątowej po zmodulowaniu przez wadę mechaniczną mimośroduwości (równoległego przesunięcia wałów) zmienia się oscylacyjnie z częstotliwością pierwszej harmonicznej. Ekstrema tego przebiegu to: dodatnie dla $\omega_2 = 90^\circ + n \cdot 360^\circ$ i najmniejsze $\omega_2 = 270^\circ + n \cdot 360^\circ$ (gdzie n – liczba naturalna), co przedstawia rys. 13.



Rys. 13. Wykres kołowy zmian wartości chwilowej prędkości kątowej przy mimośrodowym połączeniu wałów

Na rysunku tym ujęto odchylenia amplitudy prędkości kątowej pary kinematycznej z wadą mimośroduwości we współrzędnych biegunowych – wykres kołowy. Zdaniem autora, jest to bardziej komunikatywny sposób zobrazowania przestrzennego ruchu niż na płaszczyźnie współrzędnych prostokątnych. Wykres

kołowy przedstawia przebieg dynamiki ruchu niejako w przekroju poprzecznym. Przy odpowiednim przeprowadzeniu badania diagnostycznego umożliwia dodatkowo rozpoznanie kierunku przestrzennego rozwijania się wady. Docelowo jest możliwe jej skorygowanie.

1.6.3. Przekoszenia połączeń

Wady par kinematycznych można podzielić w zależności od sposobu ich powstania:

- zużyciowe,
- montażowe.

W tym miejscu zostanie omówiona jedna z wad montażowych – względne przekoszenie osi obrotu dwóch wirujących elementów: napędzającego i napędzanego.

W pracach z zakresu mechaniki lotniczej zwrócono uwagę na istotę takich wad montażowych, jak mimośrodowość i przekoszenie [20, 24], które mogą doprowadzić do licznych zagrożeń bezpieczeństwa lotu. O ile wada mimośrodowości nie wywołuje (według posiadanych danych) zjawisk łamania lub ukręcania elementów skrzyń napędowych, o tyle wada przekoszenia była przyczyną wypadków, a nawet katastrof lotniczych. Wynika to z charakteru współpracy zębów wielowypustów, gdzie przy wadzie mimośrodowości ścieranie następuje całą powierzchnią, zaś przy przekoszeniu – punktowo (rys. 14 – punkt P). Punktowa koncentracja naprężeń powoduje lokalne wzmożone wydzielanie ciepła i zwiększone zużycie ściernie. Przekoszenie wielowypustów powoduje znacznie bardziej intensywne ich zużycie 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 mimośrodku. Ponadto, punkt ten przemieszcza się wzdłuż wielowypustu w czasie obrotu wałka, co powoduje koncentrację ciepła szczególnie w środkowej części wypustu, gdzie dochodzi do powstania charakterystycznego wyrobienia o kształcie beczułkowatym.

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:

- niepoprawnym działaniem agregatu, np. prądnicy lotniczej (przy silnym zużyciu wielowypustów następują krótkotrwałe przepięcia, których nie jest w stanie wyregulować pokładowy regulator napięcia prądnicy – automat przeciwprzepięciowy odłącza wówczas prądnicę od sieci);
- przesłanką wypadku lotniczego na skutek rozłączenia połączenia (np. 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, 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,
- prac z zakresu mechaniki, gdzie opisywano skutki przekoszeń w połączeniach wielowypustowych.

Po wprowadzeniu i usystematyzowaniu wzorów dotyczących częstotliwości zmodulowań podstawowych wad par kinematycznych można określić algorytmy obliczania tzw. bazowej częstotliwości prążka kinematycznego (linia pionowa poprowadzona na płaszczyźnie $(f_p, \Delta F)$ przecinającą oś $0-f_p$ w miejscu o częstotliwości bazowej; wokół tej linii grupują się punkty odchyłeń charakterystycznych dla danego typu wady):

$$f_p = h \cdot \omega_N \quad (1.42)$$

gdzie: $\omega_N [1/s]$ – prędkość kątowna znamionowa danej pary kinematycznej;
 h – współczynnik zależny od typu wady ($h = 1$ – wada mimośrodowa, $h = 2$ – wada przekoszenia, $h = 0,5$ – złożenie wad mimośradowości 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 ($\{\Delta F_j\}_{\max}/\{\Delta F_j\}_{\min}$) „odpowiadającego” za przekoszenie danej pary kinematycznej. Znajac 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 wypustu wałka prądnicy z rowkiem prowadzącym tulei napędowej, według zależności geometrycznych (rys. 14 i rys. 15), może być opisane wzorem:

$$\operatorname{tg} \beta = a(\phi) / (L_{12} \cos \phi) \quad (1.43)$$

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

Po przekształceniu wzoru (1.43) otrzymuje się:

$$a(\phi) = \operatorname{tg} \beta L_{12} \cos \phi \quad (1.44)$$

Prędkość wyjściową dla połączenia mimośrodowego (1.33) można wyrazić następująco:

$$\omega_2 = (D_N \omega_1 - a \sin \omega_1 t) / (D_N + a^2 / D_N - 2a \sin \omega_1 t) \quad (1.45)$$

Ponieważ $\omega_1 = \phi / t$, stąd:

$$\phi = \omega_1 t \quad (1.46)$$

Po podstawieniu (1.43) i (1.46) do (1.45) otrzymuje się postać:

$$\omega_2 = (D_N \omega_1 - \operatorname{tg} \beta L_{12} \sin \omega_1 t \cos \omega_1 t) / (D_N + \operatorname{tg}^2 \beta L_{12}^2 \cos^2 \omega_1 t / D_N - 2 \operatorname{tg} \beta L_{12} \sin \omega_1 t \cos \omega_1 t) \quad (1.47)$$

którą po uproszczeniu można zapisać:

$$\omega_2 = D_N \omega_1 / (D_N - 2 \operatorname{tg} \beta L_{12} \sin \omega_1 t \cos \omega_1 t) \quad (1.48)$$

Po kolejnych przekształceniach otrzymuje się:

$$\omega_2 = D_N \omega_1 / (D_N - 2 \operatorname{tg} \beta L_{12} \sin 2 \omega_1 t) \quad (1.49)$$

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

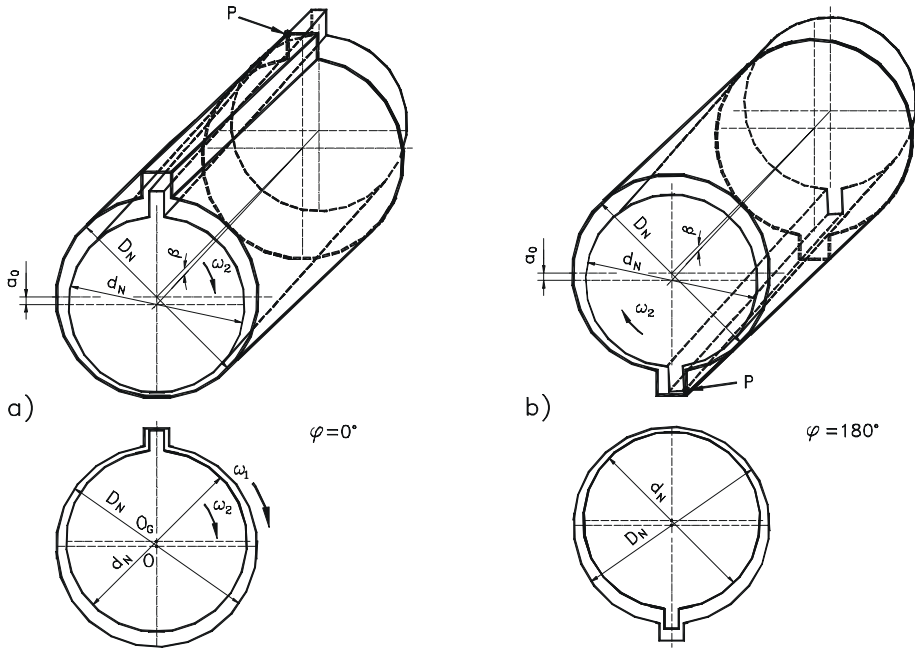
$$\omega_1 t = \{135^\circ, 315^\circ, 495^\circ, \dots, n \cdot 180^\circ\} \quad (1.50)$$

gdzie: n – liczba naturalna.

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

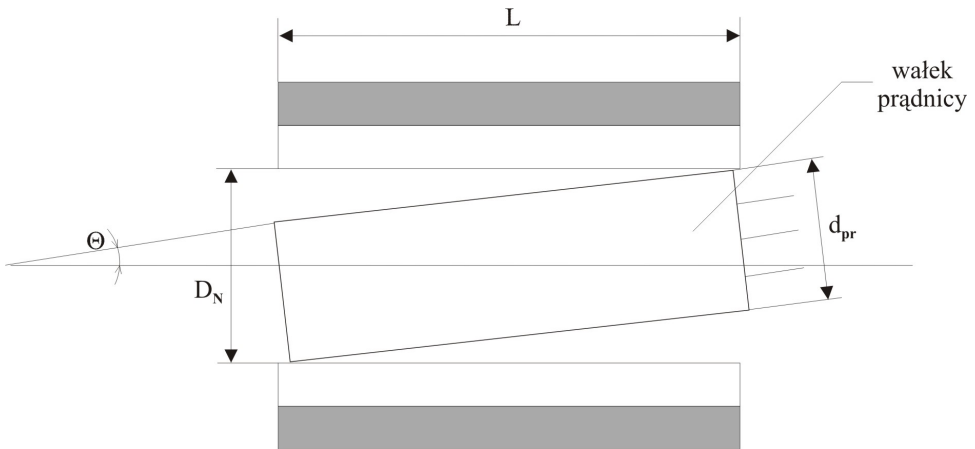
$$\omega_1 t = \{45^\circ, 225^\circ, 405^\circ, 585^\circ, \dots, 45^\circ + n \cdot 180^\circ\} \quad (1.51)$$

Z (1.48) 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.



Rys. 14. Widok aksjomatyczny połączenia wałka prądnicy z tuleją napędową przy połączeniu: a) górne położenie wypustu; b) dolne położenie wypustu

Oznaczenia: d_N – średnica wałka prądnicy; D_N – średnica tulei napędowej; β – kąt przekoszenia; P – punkt styku wałka prądnicy z tuleją napędową; φ – kąt obrotu



Rys. 15. Przekrój podłużny połączenia wałka prądnicy w tulei napędowej przy przekoszeniu połączenia o kąt Θ

Oznaczenia: D_N – średnica wewnętrzna tulei zębatej napędu, d_{pr} – średnica wałka podzespołu napędzanego np. prądnicy

Przebieg zmian wartości chwilowej prędkości kątowej można przedstawić w postaci wykresów kołowych (rys. 16 i 17). Widać na nich, że przekoszenie wałów powoduje nadwyżki dynamiczne o dwukrotnie większej częstotliwości niż w przypadku wady mimośrodowości. Jeżeli uwzględnia się przy tym zjawiska tribologiczne – wzmożone ścieranie z uwagi na praktycznie biorąc punktowy styk wielowypustu powodujący lokalizację naprężeń i wzrost temperatury (rys. 14), to przekoszenia połączeń wielowypustowych należy uznać za groźną wadę montażową.

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 – do parametru luzu,
- w przypadku mimośrodu – do wartości a przesunięcia mimośrodowego,
- w przypadku przekoszenia połączeń – do wartości kąta przekoszenia $\tilde{\beta}$.

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

Wada przekoszenia a wysokość zbioru charakterystycznego

Względna głębokość zmodulowań prędkości kątowej może być opisana zależnością – po przekształceniu (1.38):

$$\Delta\omega_2/\omega_{sr} = (\omega_{2\max} - \omega_{2\min}) / 0,5 (\omega_{2\max} + \omega_{2\min}) \quad (1.52)$$

Uwzględniając aksjomat, że zmiany częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy są liniową funkcją prędkości kątowej wirnika prądnicy, w ślad za (1.40) można otrzymać:

$$\Delta\omega_2 / \omega_{sr} = (\{\Delta F_i\}_{\max} + \{\Delta F_i\}_{\min}) / f_{sr} \quad (1.53)$$

Przyrównując stronami (1.52) i (1.53), otrzymuje się:

$$(\omega_{2\max} - \omega_{2\min}) / 0,5 (\omega_{2\max} + \omega_{2\min}) = (\{\Delta F_i\}_{\max} + \{\Delta F_i\}_{\min}) / f_{sr} \quad (1.54)$$

Ze wzoru (1.49) można wyznaczyć ekstremalne wartości prędkości kątowej:

$$\omega_{2\min} = D_N \omega_1 / (D_N + \operatorname{tg} \beta L_{12}) \quad (1.55)$$

$$\omega_{2\max} = D_N \omega_1 / (D_N - \operatorname{tg} \beta L_{12}) \quad (1.56)$$

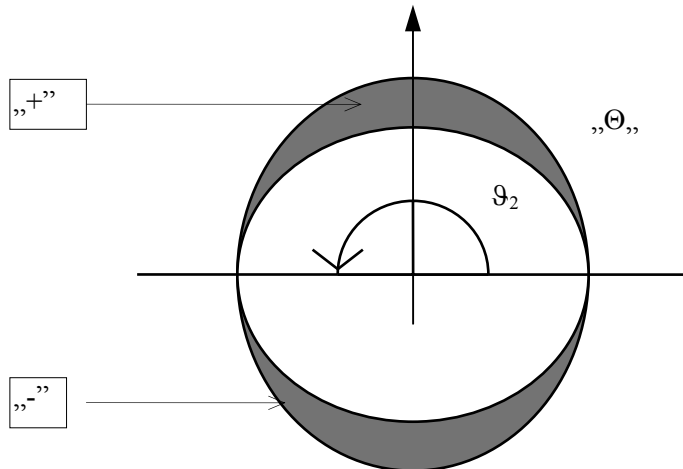
Stąd po podstawieniu (1.55) i (1.56) do (1.54) oraz po przekształceniach arytmetycznych:

$$\operatorname{tg} \beta = D_N (\{\Delta F_i\}_{\max} + \{\Delta F_i\}_{\min}) / (L_{12} f_{sr}) \quad (1.57)$$

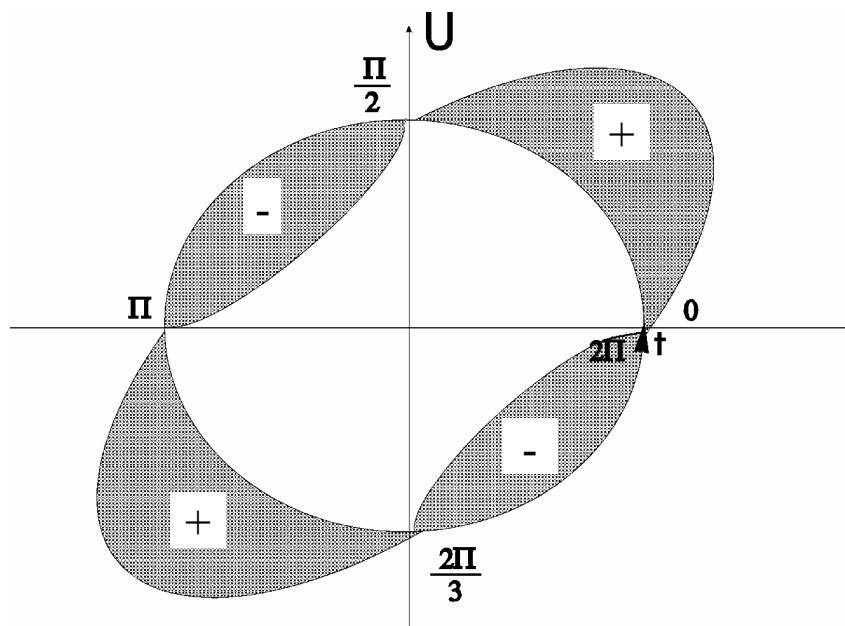
Po podstawieniu $L_{12} = 0,5 L$ oraz z zależności trygonometrycznej wyznacza się:

$$\beta = \operatorname{arctg} [D_N (\{\Delta F_i\}_{\max} + \{\Delta F_i\}_{\min}) / (L_{12} f_{sr})] \quad (1.58)$$

Na podstawie zależności matematycznych można narysować wykresy kołowe – rys. 16, rys. 17. 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.



Rys. 16. Wykres kołowy wyjściowej prędkości kątowej przy przekoszeniu połączenia



Rys. 17. Wykres kołowy zmian wartości chwilowej prędkości kątowej przy połączeniu wałów z przekoszeniem

1.6.4. Jednoczesne oddziaływanie przekoszenia i przesunięcia mimośrodowego modulatorem częstotliwości

Konieczność zainteresowania się wadą złożoną: mimośrodowością i przekoszeniem wyniknęła z badań laboratoryjnych autora nad zjawiskiem przekoszenia wałów. 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.

$$\begin{cases} x_2 = x_1 \\ y_1 = (y_2 + a + e) \cdot \cos\beta \end{cases} \quad (1.59)$$

gdzie: $\frac{a}{\frac{1}{2}l_A} = \operatorname{tg}\beta \Rightarrow a = \frac{1}{2}l_A \cdot \operatorname{tg}\beta$

Ponieważ:

$$a = \frac{1}{2} \frac{l}{\cos\beta} \operatorname{tg}\beta \quad (1.60)$$

czyli:

$$\left\{ \begin{array}{l} x_2 = x_1 \\ y_1 = y_2 + \frac{1}{2}l\left(\frac{\sin\beta}{\cos^2\beta} + e\right)\cos\beta \Rightarrow y_2 = \frac{y_1 - \frac{1}{2}l\frac{\sin\beta}{\cos^2\beta} - e}{\cos\beta} \end{array} \right. \quad (1.61)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} x_2 = x_1 \\ y_2 = \frac{y_1}{\cos\beta} - \frac{\frac{1}{2}l\frac{\sin\beta}{1-\sin^2\beta} + e}{\cos\beta} \end{array} \right. \quad (1.62)$$

Po przejściu na współrzędne biegunowe, korzystając ze wzorów:

$$\sin\vartheta_1 = \sin\omega_1 t = \frac{y_1}{\frac{1}{2}D_N} \Rightarrow y_1 = \sin\omega_1 t \frac{1}{2}D_N \quad (1.63)$$

oraz

$$\cos\vartheta_1 = \cos\omega_1 t = \frac{x_1}{\frac{1}{2}D_N} \Rightarrow x_1 = \cos\omega_1 t \frac{1}{2}D_N \quad (1.64)$$

i po podstawieniu, otrzymuje się:

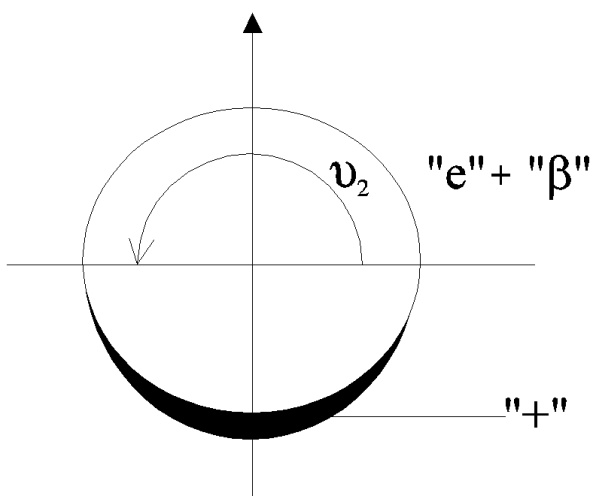
$$\left\{ \begin{array}{l} x_2 = \cos\omega_1 t \frac{1}{2}D_N \\ y_2 = \frac{\sin\omega_1 t \frac{1}{2}D_N}{\cos\beta} - \frac{1}{2}l\frac{\sin\beta}{\cos^3\beta} - \frac{e}{\cos\beta} \end{array} \right. \quad (1.65)$$

$$\omega_2 = \vartheta_2 = \frac{D_N^2 \cos^3 \beta - D_N \sin \omega_1 t \cos \beta (l \sin \beta + 2e)}{(D_N^2 \cos^2 \beta \sin^2 \omega_1 t + D_N^2 \cos^4 \beta \cos^6 \omega_1 t) - (2D_N \sin \omega_1 t - l \sin \beta - 2e)(l \sin \beta + 2e \cos^2 \beta)} \omega_1 \quad (1.66)$$

Dla n zębów:

$$\omega_2 = \vartheta_2 = \sum_{i=0}^{i=n} \frac{D_N^2 \cos^5 \beta - D_N \sin(a) \cos^3 \beta (b)}{(c \sin^2(a) + c \sin(a))(\cos^2 \beta - l \sin \beta - 2e \cos^2 \beta)} (b) \quad (1.67)$$

gdzie: $a = \omega_1 t + \frac{2\Pi}{n}(i-1)$; $b = l \sin \beta + 2e \cos^2 \beta$; $c = D_N^2 \cos^4 \beta$ (1.68)



Rys. 18. Wykres kołowy wyjściowej prędkości obrotowej przy złożeniu przekoszenia połączenia i mimośrodowości

Przebieg zmian chwilowej prędkości kątowej można przedstawić w postaci wykresu kołowego (rys. 18). 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.

1.7. Podsumowanie rozważań teoretycznych dotyczących podstaw metod FAM-C i FDM-A

Porównanie rzeczywistych (otrzymanych z pomiarów na obiektach fizycznych) właściwości wykazuje, że czułość prądnic prądu stałego jest ok. $8\div 20$ 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 $8\div 20$ razy więcej zębów wirnika niż prądnic prądu przemiennego par biegunów stojana. W związku z tym częstotliwość znamionowa prądnicy prądu stałego jest $8\div 20$ razy większa niż przemiennego (rys. 10). Niemniej nawet dla prądnic – przetworników prądu stałego o największej liczbie zębów na wirniku najtrudniejsze do monitorowania są luzy międzyzębne kół zębatych przekładni. Przyczyna tkwi w niewielkiej wartości tego luzu, która wynosi $0,3\div 0,7\%$ dla poprawnie działających przekładni. Możliwe natomiast jest wykrywanie stanów awaryjnych:

- ułamania zębów,
- zwiększenie luzów do ok. 10% wartości podziałki modułowej.

Nasuwa się wniosek, że gdzie to tylko możliwe, należy wykorzystywać prądnice prądu stałego.

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. W związku z tym możliwe jest ustalenie metod diagnozowania stanu technicznego elementów łańcucha kinematycznego układu napędowego. W czasie 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.

Zaproponowany sposób pomiaru modulacji częstotliwości charakteryzuje się dużą odpornością na zakłócenia.

Podsumowując, można zatem powiedzieć, że prądnic pokładowa może być źródłem informacji diagnostycznej o stanie technicznym ogniw kinematycznych jej układu napędowego.

Rozdział 2

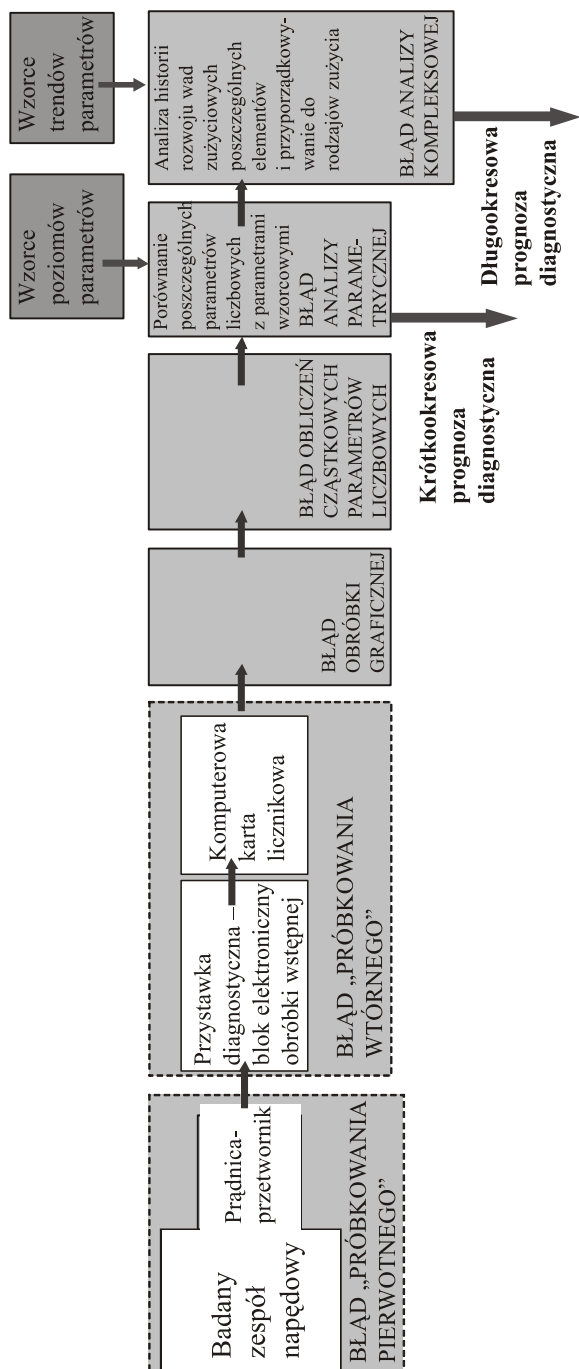
CHARAKTERYSTYKA METROLOGICZNA METOD FAM-C I FDM-A

2.1. Opis metrologiczny procesu diagnozowania dla metod FAM-C i FDM-A

W niniejszym rozdziale pojęcie struktury metrologicznej rozszerzono na wszelkie czynności diagnostyczne od chwili wykonania pomiaru diagnostycznego do syntezy diagnostycznej i podjęcia decyzji eksploatacyjnej włącznie (rys. 19). Wielostronne ujęcie problemu diagnozowania umożliwia ocenę ryzyka błędnej diagnozy. Już pierwotny sygnał diagnostyczny generowany w postaci zmodulowań prędkości kątowej przez wadliwe pary kinematyczne badanego zespołu napędowego ulega pewnym zniekształceniom, a nawet może ulec wygaszeniom na skutek wzajemnych interferencji. Prądnica-observator, stanowiąca jednocześnie integralną część struktury zespołu napędowego, zachowuje się jak filtr środkowoprzepustowy, a więc także niejako zniekształca lub maskuje pewne zjawiska zużyciowe. Następnym etapem jest przygotowanie sygnału napięcia wyjściowego prądnicy do postaci standaryzowanej pod kątem przetwarzania w karcie licznikowej. Służy do tego tzw. przystawka diagnostyczna, która umożliwia wygenerowanie impulsów (w standardzie TTL) otwierających i zamykających proces liczenia przyrostów czasu.

Z uwagi na specyfikę elektronicznego przygotowania tych impulsów powstają liczne błędy przesunięć czasowych. Z kolei karta licznikowa jest źródłem błędów, jak np. błąd stabilności zegara kwarcowego. 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 czasowych $f_i = f(t)$,
- b) zbiorów charakterystycznych $\Delta F = f(f_p)$.



Rys. 19. Schemat blokowy struktury metrologicznej metody FAM-C i FDM-A

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. 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 wzorców wartości granicznych klas stanów. 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. Po dokonaniu analizy można przedstawić krótkookresową prognozę diagnostyczną badanego zespołu napędowego – od 12 do 50h lotu.

W celu przedstawienia prognozy na dłuższy okres, potrzebny jest znacznie większy proces przygotowawczy. Proces taki można rozpocząć dopiero po kilku kolejnych badaniach diagnostycznych danego zespołu napędowego, w czasie których mogą być wstępnie określone trendy zmian poszczególnych parametrów. Inaczej mówiąc, należy przeprowadzić analizę historii rozwoju wad zużyciowych poszczególnych elementów badanego zespołu napędowego. Jednocześnie do każdego monitorowanego podzespołu należy przyporządkować typ trendu zużywania. Dlatego też przed takimi badaniami diagnostycznymi należy wcześniej utworzyć wzorce tych trendów. Wzorce trendów parametrów powinny być wcześniej zdefiniowane dla każdego kompleksu zużyciowego. Opracowuje się je na podstawie długotrwałych obserwacji diagnostycznych popartych weryfikacjami mechanicznymi. Porównanie trendu zmian parametrów danego elementu badanego zespołu napędowego z wzorcem trendu dla tego elementu (wcześniej należy rozpoznać typ kompleksu zużyciowego) umożliwia wypracowanie długookresowej prognozy diagnostycznej.

2.2. Analiza strukturalna sposobu próbkowania

W metodach diagnostycznych FAM-C i FDM-A wykorzystuje się kolejno dwa 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 oraz zegar podstawy czasu karty licznikowej.

Podczas próbkowania pierwotnego diagnosta nie ma wpływu na błędy, ale powinien je uwzględnić podczas pomiaru. Zjawiska wpływające na kształtowanie błędów są generowane niejako naturalnie, poprzez przeplatanie się zjawisk:

- związanych z dynamiką ruchu kąтового elementów zespołu napędowego,
- elektromechanicznego przetwarzania ruchu kąтового wirnika prądnicy na modulacje fazowe napięcia wyjściowego prądnicy.

W związku z tym wszelkie błędy metod FAM-C lub FDM-A związane z tymi zjawiskami są zależne od parametrów konstrukcyjnych badanego zespołu napędowego oraz parametrów konstrukcyjnych prądnicy.

W trakcie próbkowania wtórnego natomiast można wpływać na błąd, czułość i rozdzielczość metody poprzez zmianę częstotliwości zegara podstawy czasu oraz poprzez zmianę sposobu zliczania (pomiar jednofazowy albo trójfazowy; pomiar pełnookresowy albo półokresowy). Z doświadczenia nabytego podczas aplikacji metody wynika, że poprzez odpowiedni dobór częstotliwości zegara podstawy czasu oraz sposobu zliczania można osiągnąć pewne optimum czułości diagnostycznej dla danego ogniwa kinematycznego.

2.2.1. Próbkowanie pierwotne

2.2.1.1. Próbkowanie pierwotne dla zespołów napędowych bez uwzględnienia luzów

Jak wspomniano w podrozdziale 1.2 (*Opis metody FAM-C*), indukowana w uzwojeniach SEM osiąga chwilową wartość równą zero w położeniu kątowym odpowiadającym osiągnięciu przez zezwój na wirniku magnetycznej osi obojętnej pomiędzy nabiegunkami stojana (rys. 1). Zakładając sztywne połączenie wirnika prądnicy z badanym zespołem napędowym, wyjaśniono tam ideę odzwierciedlenia przebiegu zmian chwilowej kątowej prędkości wirnika prądnicy przez częstotliwość napięcia wyjściowego – rys. 20. Ponieważ wirnik prądnicy jest niejako węzłem sumacyjnym składowych harmonicznych od poszczególnych ogniw kinematycznych badanego zespołu napędowego, więc jak wyjaśniono w podrozdziale 1.3, modulacja częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy będzie dyskretnym obrazem zmodulowań prędkości kątowej wadliwych par kinematycznych. W przetwarzaniu synchronicznym sygnału diagnostycznego, jak sugerują materiały literaturowe [22], można złączyć warunek Kotielnikowa-Shannona

(określony wzorem (2.1)). Literatura nie określa jednak ścisłych zależności tego złagodzenia. Zdaniem autora, warunek ten można sprowadzić do postaci:

$$\Delta t_N < \Delta t_{od} \quad (2.1)$$

Z (2.1) wynika, że do monitorowania wahań prędkości kątowej wadliwej pary kinematycznej o częstotliwości f_p należy dobierać prądnicę generującą częstotliwość znamionową f_N , określoną zależnością:

$$f_N > f_p \quad (2.2)$$

Należy zaznaczyć, że jest to warunek na rozróżnialność danej harmoniczej prędkości kątowej – określenie jej częstotliwości – a nie na dokładne określenie wartości jej fazy i amplitudy.

W celu zobrazowania tego ostatniego stwierdzenia oraz uzasadnienia zależności (2.2) można posłużyć się rys. 20. 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 efekty próbkowania pierwotnego (elektromaszynowego): $f_i'(t)$ oraz $f_i''(t)$. Przebiegi $f_i'(t)$ oraz $f_i''(t)$ są reprezentowane poprzez zbiory punktów¹:

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

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 ok. 30° ,
- b) $f_i''(t)$ kąt przesunięcia fazowego ok. 60° .

Jednocześnie należy zaznaczyć, że częstotliwość przebiegów $f_i'(t)$ oraz $f_i''(t)$ jest równa częstotliwości przebiegu $f_{iwz}(t)$ – częstotliwość znamionowa napięcia wyjściowego prądnicy-czujnika (f_N) jest równa częstotliwości obserwowanych wahań mechanicznych (f_p). Zachodzi więc najmniej korzystny warunek dla próbkowania synchronicznego, m.in. powstaje aliasing² [18, 33, 70]:

$$f_N = f_p \quad (2.3)$$

¹ W celu uwypuklenia kształtu przebiegów połączono poszczególne punkty linią przerywaną.

² Aliasing – nieodwracalne zniekształcenie obserwowanego sygnału wynikające z niespełnienia warunku Nyquista, czyli jeżeli częstotliwość próbkowania nie jest dwukrotnie wyższa od częstotliwości obserwowanego sygnału. Zniekształcenie to objawia się obecnością w sygnale składowych o błędnych częstotliwościach. W ten sposób obserwowany sygnał próbkowany zbyt rzadko może być odtworzony w postaci wielokrotnie niższej częstotliwości.

Odchylenia amplitudy od poziomu odniesienia (rys. 20) dla każdego z przebiegów można wyrazić w postaci zbiorów:

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

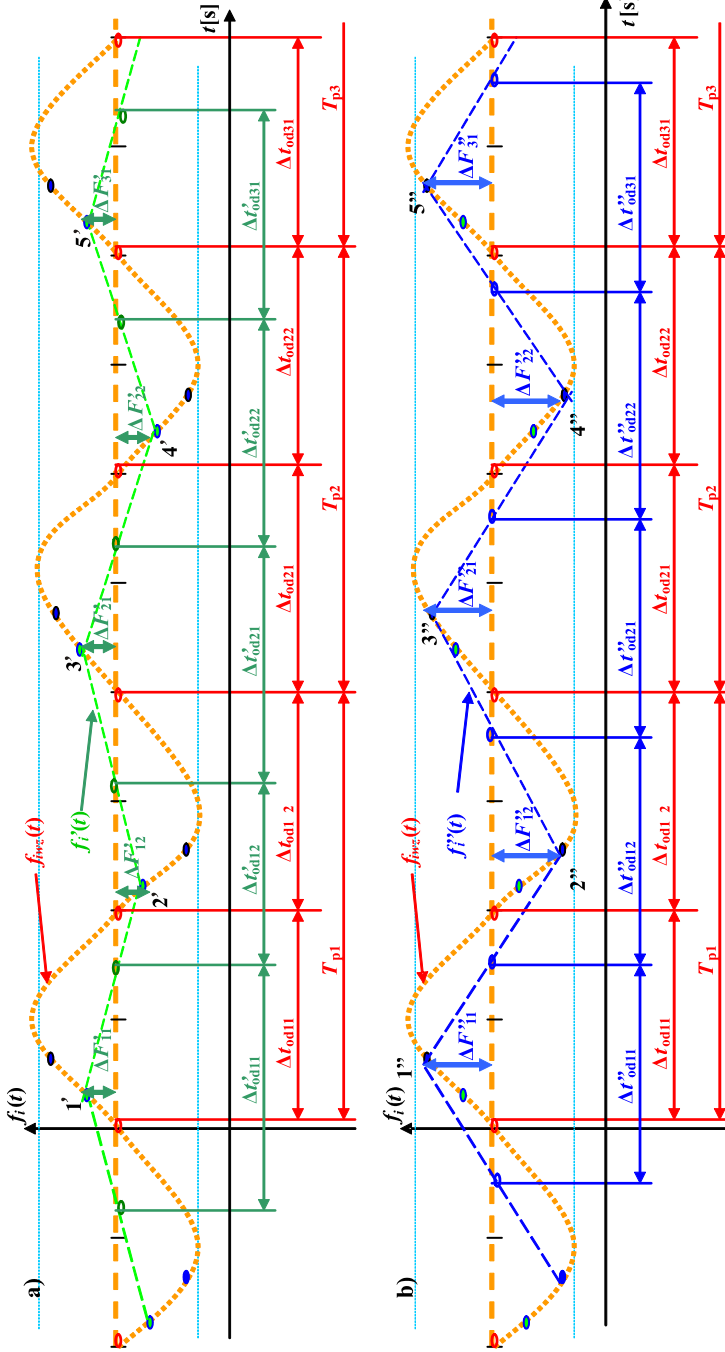
Tak więc wraz ze wzrostem kąta przesunięcia fazowego w przedziale $(0, 90^\circ)$ wielkości odchylen amplitudy ΔF zwiększają się, a więc zmniejsza się błąd amplitudy w stosunku do przebiegu wzorcowego. Nasuwa się stąd pierwszy wniosek, że podczas wykorzystania metod FAM-C lub FDM-A zasadna jest niekiedy zmiana kąta pomiędzy wałkiem prądnicy-przetwornika a gniazdem napędowym, np. poprzez obrót wałka prądnicy o wartość jednej podziałki wielowypustu. W przypadku spełnienia warunku (2.2) uzyskuje się istotną zmianę wartości błędu amplitudy danej harmonicznej. Jednocześnie można wysnuć drugi wniosek, że dla warunku (2.2) 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 w oknie pomiaru czasowego chociaż jeden punkt osiągnął wartość przesunięcia fazowego $90^\circ \pm n \cdot 180^\circ$.

Iloraz częstotliwości znamionowej f_N i częstotliwości wahań prędkości kątovej wadliwej pary kinematycznej o częstotliwości f_p można nazwać **współczynnikiem krotności k_r** – czyli:

$$k_r = f_N / f_p \quad (2.4)$$

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

$$k_r = T_p / T_{NG} \quad (2.5)$$



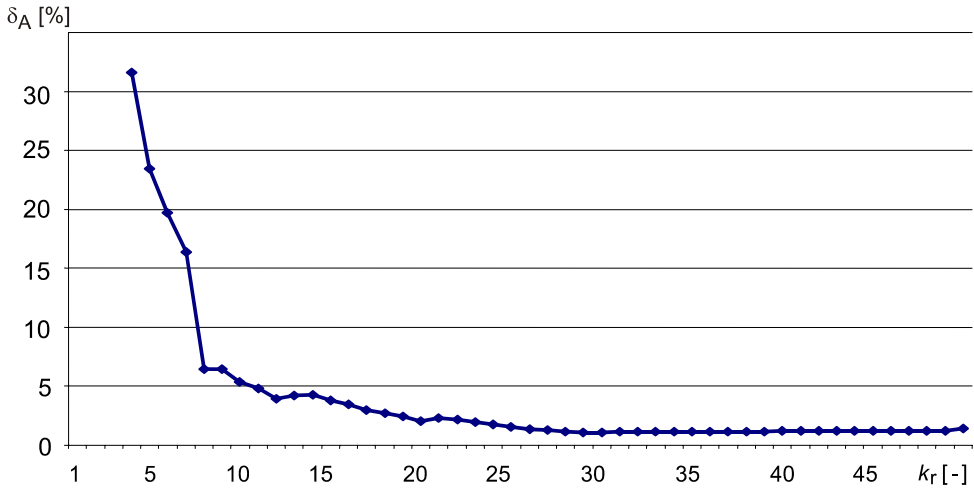
Rys. 20. Zmiany parametrów charakterystycznych modulacji częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy w zależności od relacji częstotliwościowych i fazowych pomiędzy przebiegiem wahań mechanicznych a częstotliwością znamionową danej prądnicy-przetwornika: a) przy przesunięciu elementów czynnych twornika prądnicy-obszernika o 30° względem sinusoidy pulsacji mechanicznych, b) przy przesunięciu elementów czynnych twornika prądnicy-obszernika o 60° względem sinusoidy pulsacji mechanicznych

Jednocześnie współczynnik krotności można wyliczyć z danych konstrukcyjnych jako iloczyn:

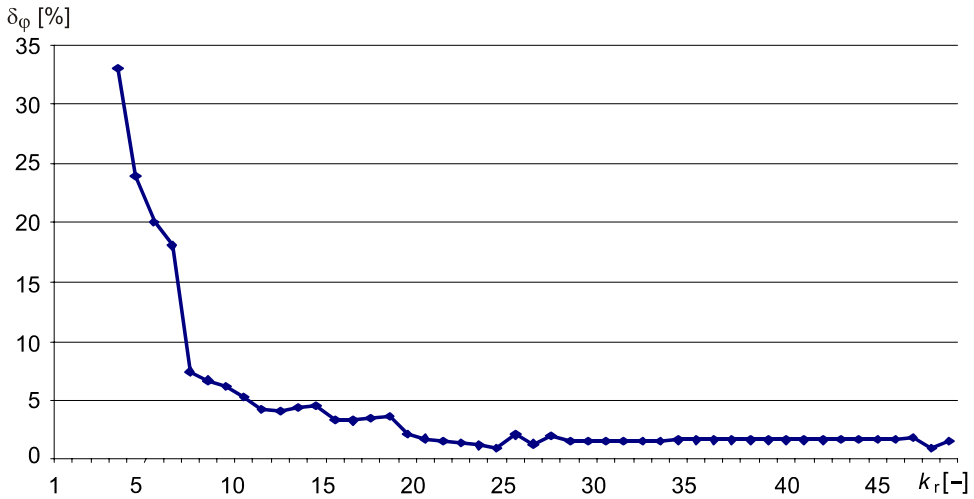
- a) numeru harmoniczej h znamionowej prędkości kątowej danego ogniwa kinematycznego,
- b) przełożenia mechanicznego pomiędzy wałem prądnicy a diagnozowanym ogniwem kinematycznym (im większa jest znamionowa prędkość kątowa wirnika prądnicy w stosunku do prędkości kątowej danego ogniwa kinematycznego, tym większy jest współczynnik krotności k_r),
- c) liczby faz pomiarowych (1 albo 3),
- d) liczby par biegunów (dla prądnicy prądu przemiennego) albo liczby zębów wirnika (dla prądnicy prądu stałego)
- e) wartości 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 przebieg piłokształtny [60]. Wartość k_r zmieniano w zakresie od 3 do 50. Przebieg piłokształtny (f_p) modulował generator sygnałowy o częstotliwości znamionowej $f_N = 400$ Hz i napięciu wyjściowym 115 V. 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 – określano błędy fazy i amplitudy. Sumaryczne błędy amplitudy $\delta_A = f(k)$ przedstawiono na rys. 21, natomiast fazy $\delta_\phi = f(k)$ na rys. 22. 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 $k_r = 3$, $\delta_\phi = 33\%$; dla $k_r = 7$, $\delta_\phi = 8\%$.

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. W rzeczywistości „próbki” w metodzie FAM-C jest w sposób naturalny zsynchronizowane z obserwowanym przebiegiem. Dzięki temu błąd amplitudy i fazy jest znacznie mniejszy, szczególnie dla okresów zwiększania prędkości kątowej obserwowanej pary kinematycznej, gdzie liczba „próbek” również wzrasta proporcjonalnie do przyrostu prędkości.



Rys. 21. Zmiany względne błędu amplitudy dla przebiegu piłokształtnego w zależności od zmian wartości współczynnika krotności k_r



Rys. 22. 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 od 1 do 2, czyli $k_r = (1; 2)$, to najkorzystniej dla minimalizacji amplitudy odwzorowania byłoby, aby część całkowita liczby wynosiła 1, a mantysa miała wartość możliwie najmniejszą przy jednoczesnym zwiększaniu czasu pomiaru.

2.2.1.2. Próbkowanie pierwotne dla zespołów napędowych z uwzględnieniem luzów

Każdy zespół napędowy składa się z wielu elementów. Elementy nieobciążonego zespołu mechanicznego podczas pracy rozpadają się na niezależne ogniwa [150]. Podczas ruchu obrotowego elementy te 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 – ulega ono pewnym dodatkowym zmodulowaniem spowodowanym wahaniem prędkości kątowej wirnika prądnicy-obszera w ramach istniejących luzów. W teorii i praktyce badań urządzeń osprzętu lotniczego istnieje pojęcie likwidacji „błędu zastoju” urządzenia. W przypadku ruchów oscylacyjnych elementów mechanicznych występuje analogiczne zjawisko – w metodach FAM-C i FDM-A następuje likwidacja zjawiska aliasingu [18, 33]. Podczas oscylacyjnych ruchów prędkości kątowej w łańcuchu kinematycznym zespołu napędowego następuje oscylacyjna zmiana odwzorowania amplitud odchyłań ΔF . Podczas ruchów oscylacyjnych prędkości kątowej na etapie próbkowania pierwotnego (elektromaszynowego) dla każdego okresu oscylacji elementu mechanicznego pobierana jest jedna próbka sygnału, za każdym razem jednak z innego miejsca. Tak więc przy założeniu spełnienia warunku granicznego równości częstotliwości znamionowej (2.3) następuje wspomniana wcześniej oscylacyjna zmiana błędu odwzorowania amplitud odchyłań ΔF . Właściwości kształtowania się błędu pomiaru będą analogicznie jak w przypadku opisanym w rozdz. 2.1.1.1. Im większa będzie amplituda oscylacji prędkości kątowej związana z luzami, tym mniejszy będzie błąd amplitudy dla zobrazowań $\Delta F = f(f_p)$. Tak więc wysokości zbiorów charakterystycznych będą obarczone zmniejszonym błędem. Jednocześnie jednak przy zwiększaniu się luzów danego zespołu napędowego rzadsze mogą być czasy trwania pracy traktu napędowego w stanie nawiązania więzi kinematycznej, np. na płaszczyznach przyporu kół zębatych lub wielowypustów. Wówczas to zbiory charakterystyczne $\Delta F = f(f_p)$ będą rzadsze (mniej liczne) i dlatego podczas badań zespołów maszynowych o znacznych luzach korzystne byłoby wydłużenie czasu pomiaru diagnostycznego.

2.2.2. Próbkowanie wtórne

Jak wspomniano na początku podrozdziału 2.2, próbkowanie wtórne realizowane jest przez układ komparacji oraz zegar podstawy czasu karty licznikowej. Jest to klasyczny sposób próbkowania, opisany w licznych opracowaniach naukowych – nie ma tu (na obecnym etapie badań) żadnej synchronizacji częstotliwości ani fazy próbkowania z obserwowanym przebiegiem oscylacji prędkości kątowej elementu mechanicznego. Wspomniane opracowania dotyczą głównie

próbkowania przebiegu analogowego, np. napięcia prądnicy i ewentualnie cyfrowego odtwarzania amplitudy tego przebiegu, czyli ogólnie dotyczą analizy modulacji AM. 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 analogowy napięcia prądnicy, lecz jej częstotliwość, a więc modulacja FM. Dokładniej w przypadku stosowania metod FAM-C i FDM-A obserwowane są zmiany przyrostów czasu pomiędzy kolejnymi położeniami zezwoju wirnika przez strefę magnetycznie obojętną stojana. Odzwierciedlenie historii tych kolejnych położen umożliwia wtórne, cyfrowe odtworzenie przebiegu zmian prędkości kątowej poszczególnych ogniw kinematycznych badanego zespołu napędowego. Na wartości błędów ma wpływ także sposób pozyskiwania i obróbki sygnału wejściowego (przebiegu napięcia prądnicy). W związku z tym należy omówić stosowane sposoby elektronicznej obróbki sygnału – umożliwi to wytłumaczenie błędów systematycznych i aparaturowych popełnianych podczas próbkowania wtórnego.

2.2.2.1. Układy pomiarowe

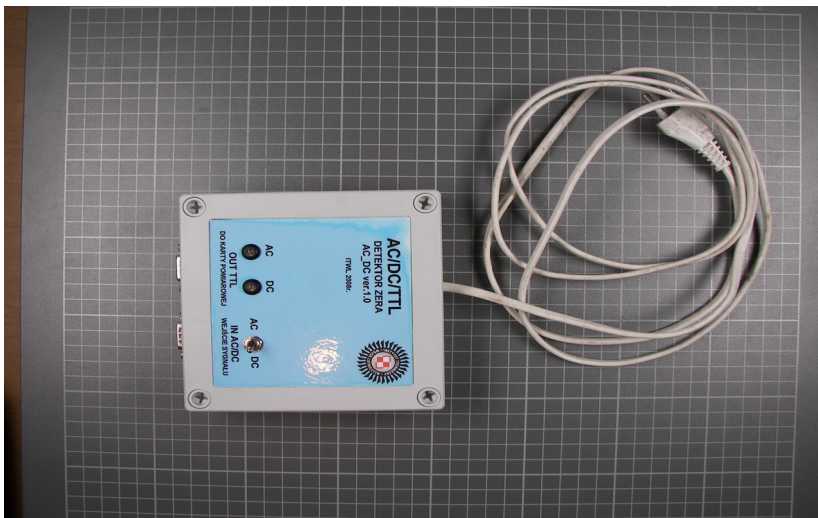
Tory pomiarowe zarówno w metodzie FAM-C, jak i FDM-A, ogólnie biorąc, są do siebie podobne. Pierwszy z bloków: **przystawka kształtująca sygnał TTL przy przejściu przez poziom odniesienia** realizuje operacje związane z przetworzeniem sygnału analogowego napięcia wyjściowego prądnicy w impulsy Diraca – rys. 23 i 24. Sygnał składowej przemiennej danej prądnicy podlega kolejnym obróbkom elektronicznym:

- filtracji składowej stałej,
- obcinaniu sygnału napięcia wyjściowego z prądnicy – kształtowaniu przebiegu quasi-prostokątnego,
- wzmacnianiu sygnału,
- filtracji dolnoprzepustowej,
- komparacji napięcia – generacji impulsów wyjściowych przy przejściu przez poziom odniesienia (zazwyczaj jest to poziom zerowy).

Przystawka pomiarowa (interfejs) dla prądnicy prądu stałego różni się od przystawki dla prądnicy prądu przemiennego – rys. 25 i 26. Wynika to z tego, że mierzone przez nie sygnały napięciowe różnią się wartością amplitud każdej z tyków prądnic oraz kształtem przebiegu napięcia. Ponadto w przypadku prądnicy trójfazowej sygnały z trzech faz mogą być nakładane na jedną oś czasu.

Składowa pulsacji żłobkowej toru pomiarowego DC (prądnicy prądu stałego) ma niesymetryczny kształt, co zmusiło do poszukiwania innego poziomu odniesienia niż tor pomiarowy AC (prądnicy prądu przemiennego). Za optymalny sposób uznano dobranie poziomu odniesienia na zasadzie „równowagi pól”. Jed-

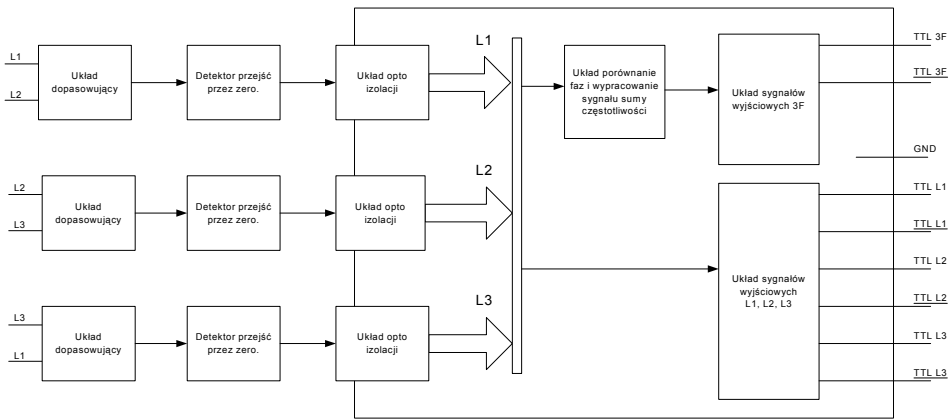
nocześnie, z uwagi na niesymetryczny kształt składowej pulsacji żłobkowej napięcia wyjściowego prądnicy prądu stałego, do śledzenia ruchu kątownego elementów mechanicznych zespołu napędowego nie można zastosować zliczania półokresowego, a tylko pełnookresowe.



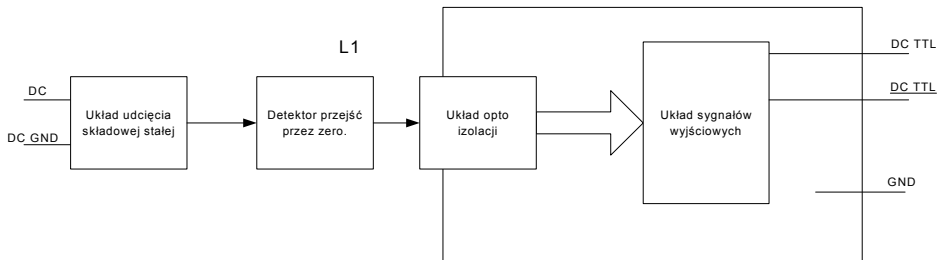
Rys. 23. Przystawka pomiarowa AC jednofazowa



Rys. 24. Przystawka pomiarowa AC trójfazowa



Rys. 25. Schemat blokowy układu dopasowującego jedno- i trójfazowego



Rys. 26. Schemat blokowy układu dopasowującego sygnał DC

Pomiar (zliczanie) pełnookresowy jest realizowany za pomocą karty licznikowej jednorowej – rys. 27. Pomiar (zliczanie) półokresowy może być realizowany przy pomocy karty licznikowej dwutorowej – rys. 28.

2.2.2.2. Analiza błędów metodycznych

Podczas pomiaru i analizy sygnałów z generatorów synchronicznych należy zwrócić uwagę na błędy metodyczne³:

- niedokładność wykonania elementów elektryczno-magnetycznych generatora,
- zjawiska elektromagnetyczne powstające podczas pracy prądnicy (np. wpływ komutacji, wzbudzenia prądnicy),
- zniekształcenia napięcia wyjściowego przez podłączone elementy obwodów sterowania (szczególnie układów elektronicznych generujących wyższe harmoniczne),
- wpływ zakłóceń radiowych.

³ Błędy metodyczne – błędy wynikające z systemu i sposobu przyjętej metody pomiarowej.

2.2.2.3. Analiza błędów pomiaru

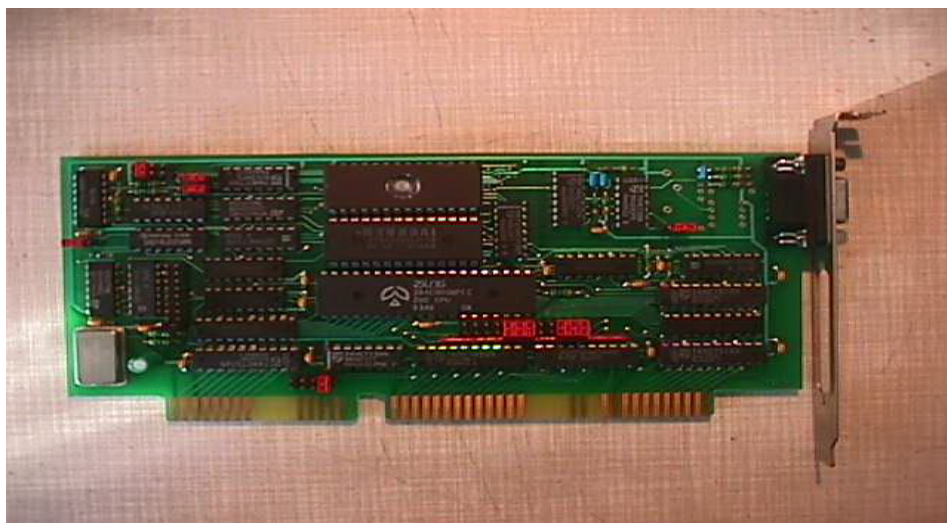
Błędy pomiarowe powstające na skutek przetwarzania i pomiaru częstotliwości sygnału:

- a) zniekształcenia sygnału przez obwody układu dopasowującego,
- b) błąd zliczania zbyt długich, w stosunku do możliwości komputera pomiarowego, paczek impulsów; wynika ze zbyt dużej częstotliwości podstawy czasu karty licznikowej w stosunku do szybkości komputera pomiarowego,
- c) wpływ zakłóceń zewnętrznych od pól elektromagnetycznych i zakłóceń radiowych,
- d) niestabilność generatora wytwarzającego impulsy zegara taktującego karty pomiarowe,
- e) błędy zapisu danych z kart licznikowych w pamięci masowej komputera.

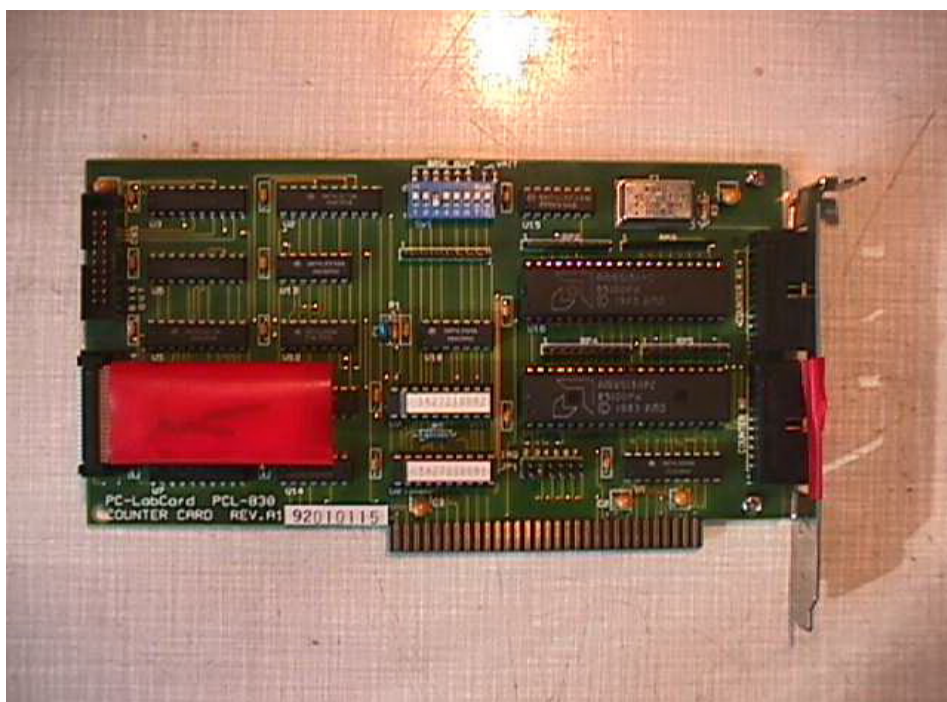
2.2.2.4. Analiza częstotliwości pomiarowych kart licznikowych

Karty pomiarowe typu PCL-830, ACL 930, IP-7 umożliwiają pomiar czasu trwania impulsu (wysoki poziom sygnału) w standardzie TTL. Karty te są wyposażone w jeden lub kilka niezależnych liczników pomiarowych, dwubajtowych, z możliwością zapisania maksymalnej wartości $2^{16} = 65535$. Największą dokładność pomiaru karty licznikowej można uzyskać, gdy wartość licznika zliczającego impulsy będzie bliska maksymalnej wartości licznika. Przy dokonywaniu obliczeń należy przyjmować dolną wartość mierzonej częstotliwości po uwzględnieniu największej odchyłki od wartości średniej.

Następne etapy obróbki odbywają się w komputerze pomiarowym. Najpierw sygnał otrzymany z przystawki kształtującej sygnał TTL przy przejściu przez poziom odniesienia jest podawany na kartę licznikową. Tutaj odbywa się generowanie kolejnych paczek impulsów – ich liczebność odzwierciedla czas trwania kolejnych okresów (kanał DC) albo półokresów (kanał AC). Częstotliwość podstawy czasu dla każdego z kanałów jest różna – częstotliwość ta jest dostosowana do przyrostów czasu mierzonych okresów (półokresów). Jeżeli częstotliwość podstawy czasu karty licznikowej będzie zbyt duża w stosunku do okresu badanego sygnału, to na jednostkę czasu będzie zliczane znacznie więcej impulsów, co może spowodować nadmierne przeciążenie komputera. Niezależnie od tego, przy zbyt dużej częstotliwości podstawy czasu układ pomiarowy będzie zbyt czuły – pojawią się różne szybkozmienne procesy pochodzące głównie z zakłóceń radiowych.



Rys. 27. Karta licznikowa jednotorowa



Rys. 28. Karta licznikowa dwutorowa

Następne etapy obróbki odbywają się w komputerze pomiarowym. Najpierw sygnał otrzymany z przystawki kształtującej sygnał TTL przy przejściu przez poziom odniesienia jest podawany na **kartę licznikową**. Tutaj odbywa się generowanie kolejnych paczek impulsów – ich liczebność odzwierciedla czas trwania kolejnych okresów (kanał DC) albo półokresów (kanał AC). Częstotliwość podstawy czasu dla każdego z kanałów jest różna – częstotliwość ta jest dostosowana do przyrostów czasu mierzonych okresów (półokresów). Jeżeli częstotliwość podstawy czasu karty licznikowej będzie zbyt duża w stosunku do okresu badanego sygnału, to na jednostkę czasu będzie zliczane znacznie więcej impulsów, co może spowodować nadmierne przeciążenie komputera. Niezależnie od tego, przy zbyt dużej częstotliwości podstawy czasu układ pomiarowy będzie zbyt czuły – będą obserwowane różne szybkozmiennne procesy pochodzące głównie z zakłóceń radiowych. Karty licznikowe realizują „próbkiwanie wtórne”, które można nazwać próbkowaniem elektronicznym.

2.3. Przetwarzanie komputerowe – etap tworzenia zobrażeń zbiorów charakterystycznych i przebiegów częstotliwości chwilowej

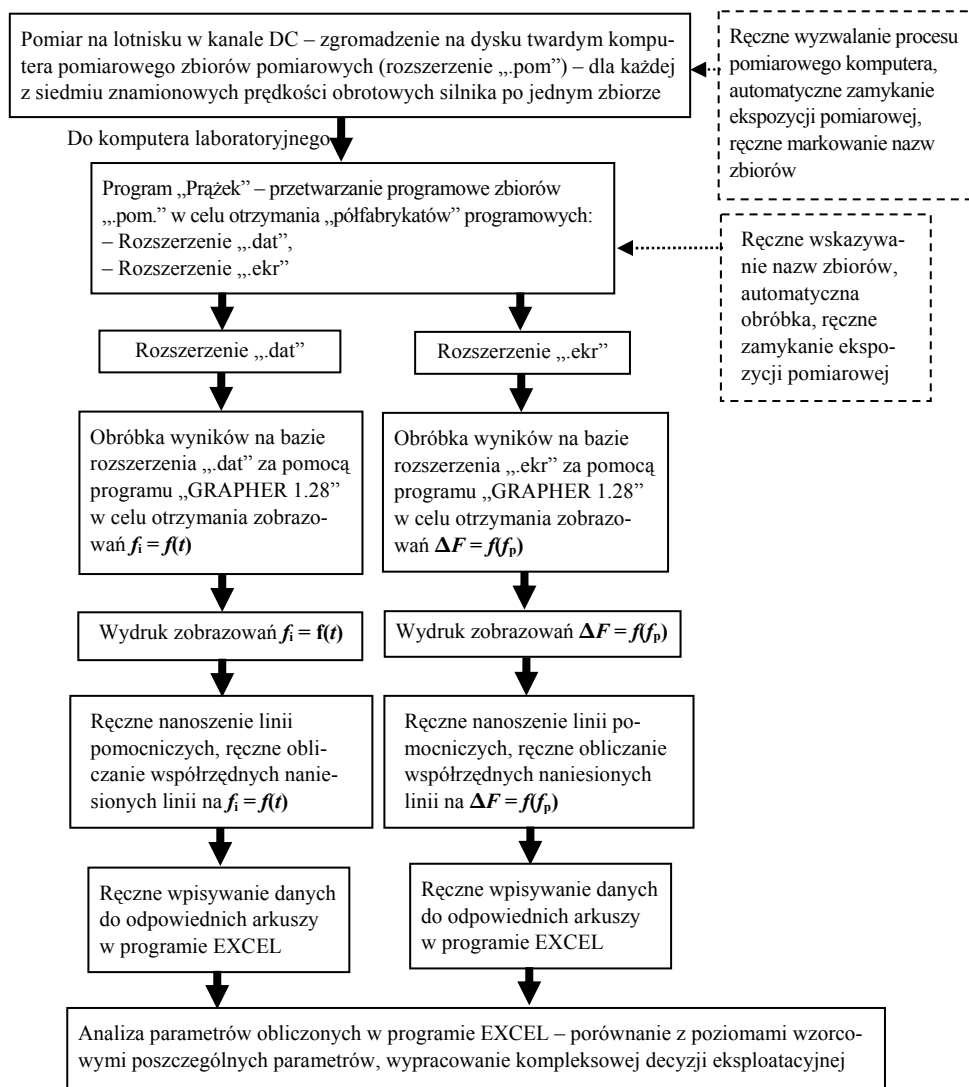
2.3.1. Opis procedury obróbki kanału DC pomiaru parametrów badanego zespołu napędowego

Schemat blokowy procedury obróbki kanału DC pomiaru parametrów badanego zespołu napędowego przedstawia rys. 29.

2.3.2. Opis procedury przetwarzania komputerowego dla przebiegu $f_i = f(t)$ kanału DC

Procedura obróbki dla przebiegu $f_i = f(t)$ kanału DC realizowana jest w następującej kolejności:

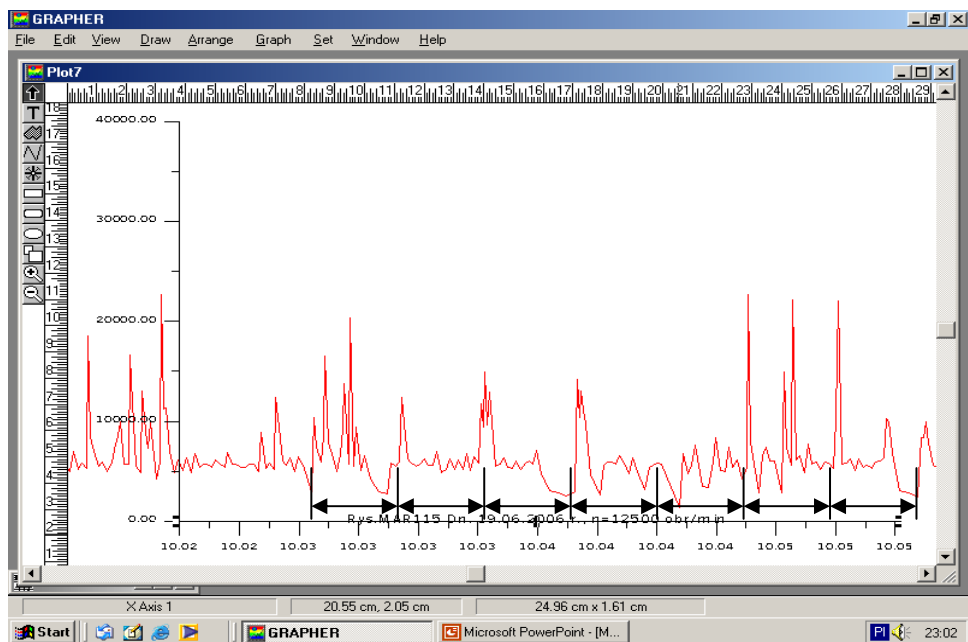
1. Pomiar na lotnisku w kanale DC – zgromadzenie na dysku twardym komputera zbiorów pomiarowych (rozszerzenie „pom”) – dla każdej z siedmiu znamionowych prędkości obrotowych silnika po cztery zbiory. W czasie pomiaru operator komputera pomiarowego musi zapewnić ręczne markowanie nazw zbiorów, ręczne wyzwalanie procesu pomiarowego komputera, ręczne zamykanie ekspozycji.
2. Kopiowanie „surowych” zbiorów pomiarowych (rozszerzenie „pom”) z komputera pomiarowego do komputera stacjonarnego w laboratorium.



Rys. 29. Schemat blokowy procedury obróbki kanału DC

3. Przetwarzanie programowe zbiorów „pom” w celu otrzymania „półfabrykatów” programowych:
 - rozszerzenie „dat”,
 - rozszerzenie „ekr”.
4. Przetwarzanie komputerowe wyników na bazie rozszerzenia „dat” za pomocą programu „GRAPHER 1.28” w celu otrzymania zobrażeń $f_i = f(t)$.
5. Wydruk zobrażeń $f_i = f(t)$ – rys. 30.

6. Ręczne wykreślanie poziomów odniesienia – 50% poziomu znamionowego.
7. Ręczne obliczanie czasów trwania impulsów zanikowych.
8. Ręczne obliczanie czasów pomiędzy impulsami zanikowymi.
9. Ręczne wpisywanie danych do odpowiednich arkuszy w programie EXCEL.
10. Wydruk parametrów obliczonych w programie EXCEL.
11. Porównanie otrzymanych parametrów z poziomami poszczególnych parametrów wzorców negatywnych; w przypadku analizy stanu technicznego łożysk tocznych badanego zespołu napędowego analizie podlegają następujące parametry przebiegu $f_i = f(t)$ kanału DC:
 - czas trwania „impulsów zanikowych”, czyli kąta zerwania, tj. obniżenia f_i (częstotliwości chwilowej) poniżej 50% f_N (maksymalny kąt zerwania, średni kąt zerwania, minimalny kąt zerwania) sprowadzonej do skali kątownego położenia wału głównego silnika,
 - czas pomiędzy „impulsami zanikowymi”, czyli czas pomiędzy kolejnymi zerwaniami (średnia liczba obrotów, maksymalna liczba obrotów, minimalna liczba obrotów) sprowadzone do liczby pełnych obrotów wału głównego silnika,
 - iloraz czasu trwania kąta zerwania i czasu pomiędzy kolejnymi zerwaniami.
12. Synteza diagnozy i podjęcie decyzji eksploatacyjnej.

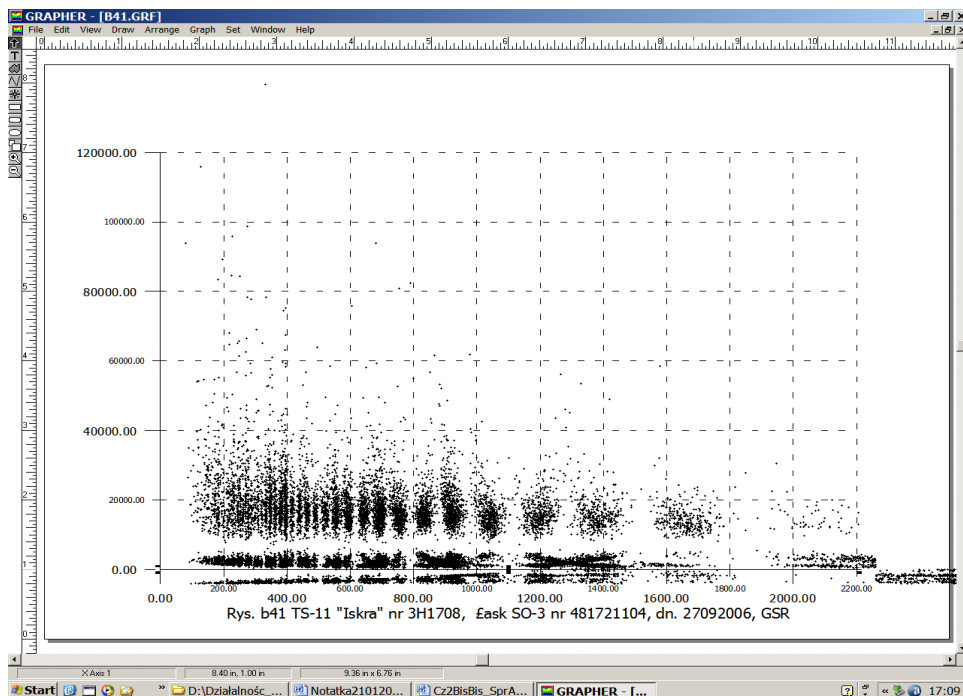


Rys. 30. Przebieg częstotliwości $f_i = f(t)$ według procedury obróbki kanału DC pomiaru parametrów silnika SO-3/3W

2.3.3. Opis procedury przetwarzania komputerowego dla zbiorów charakterystycznych $\Delta F = f(f_p)$ kanału DC

1. Pomiar na lotnisku w kanale DC – zgromadzenie na dysku twardym komputera zbiorów pomiarowych (rozszerzenie „pom”) – dla każdej z siedmiu znamionowych prędkości obrotowych silnika po cztery zbiory. W czasie pomiaru operator komputera pomiarowego musi zapewnić ręczne markowanie nazw zbiorów, ręczne wyzwalanie procesu pomiarowego komputera, ręczne zamykanie ekspozycji.
2. Kopiowanie „surowych” zbiorów pomiarowych (rozszerzenie „pom”) z komputera pomiarowego do komputera stacjonarnego w laboratorium.
3. Przetwarzanie programowe zbiorów „pom” w celu otrzymania „półfabrykatów” programowych:
 - rozszerzenie „dat”,
 - rozszerzenie „ekr”.
4. Przetwarzanie komputerowe wyników na bazie rozszerzenia „ekr” za pomocą programu „GHRAPHER 1.28” w celu otrzymania zobrazowań $\Delta F = f(f_p)$.
5. Wydruk zobrazowań $\Delta F = f(f_p)$ – rys. 31.
6. Ręczne wykreślanie pasm (oś o-x) charakterystycznych; w przypadku analizy stanu technicznego łożysk tocznych badanego zespołu napędowego silnika SO-3:
 - łożysko przednie: wartość znamionowa pasma od $f_{pdminLP} = p_{smin} \cdot N_{LP} \cdot n/60$ do $f_{pdmaxLP} = p_{smax} \cdot N_{LP} \cdot n/60$,
 - łożyska środkowe i tylne: wartość znamionowa pasma od $f_{pdminLS} = p_{smin} \cdot N_{LS} \cdot n/60$ do $f_{pdmaxLS} = p_{smax} \cdot N_{LS} \cdot n/60$.
7. Ręczne obliczanie wysokości (oś 0-y) zbiorów charakterystycznych poszczególnych łożysk – najwyższy punkt danego zbioru charakterystycznego, dla którego otoczenia występują jeszcze co najmniej dwa punkty w odległości nie większej niż 50 Hz.
8. Ręczne wpisywanie danych do odpowiednich arkuszy w programie EXCEL:
 - wysokości zbiorów,
 - wartości poszczególnych wartości rzeczywistych granic pasm,
 - ilorazu wysokości zbioru charakterystycznego łożyska przedniego do wysokości zbiorów charakterystycznych: łożyska środkowego i łożyska tylnego.
9. Wydruk parametrów obliczonych w programie EXCEL w funkcji znamionowych prędkości obrotowych; w przypadku analizy stanu technicznego łożysk tocznych badanego zespołu napędowego są wyznaczone parametry:
 - dobroci poszczególnych podpór łożyskowych,

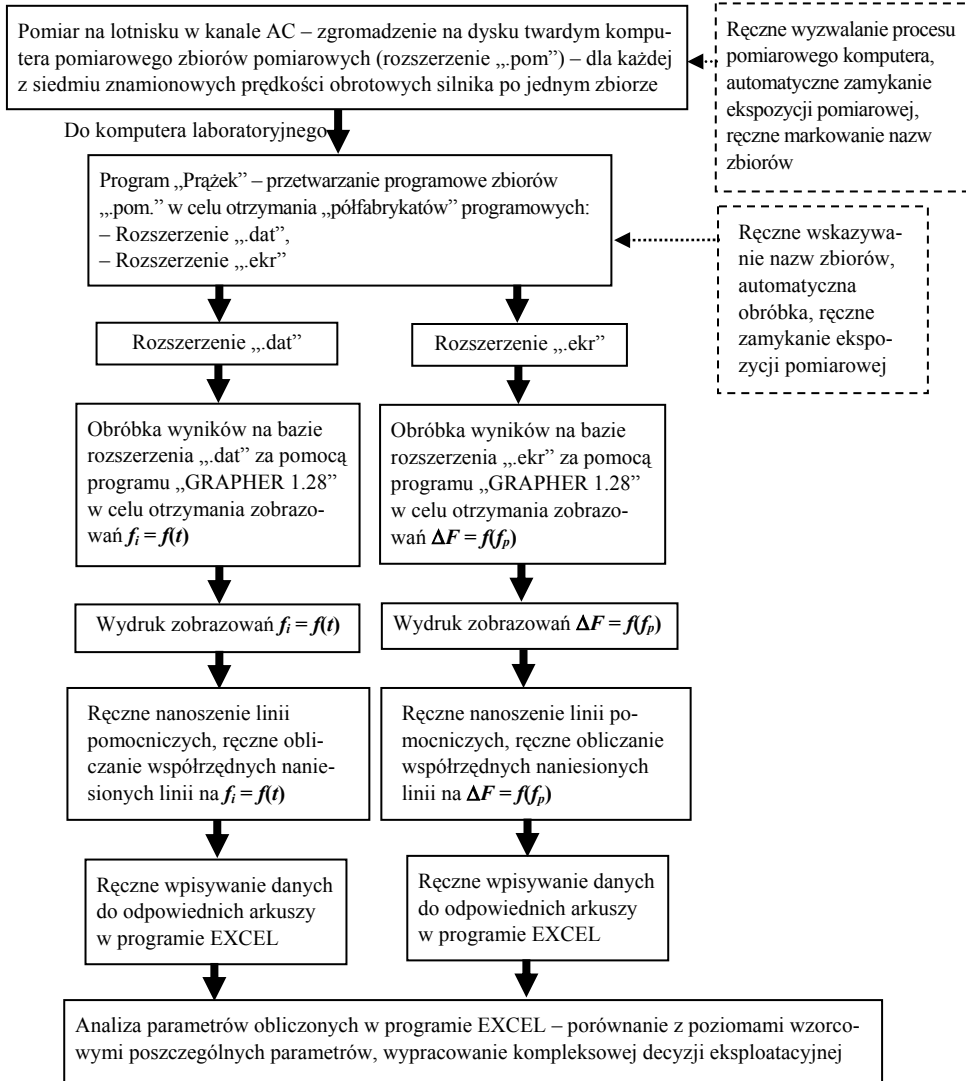
- współczynnika toczenia poszczególnych łożysk $p_s = f(n)$,
 - współczynnika nachylenia dynamicznego $p_{s\max\max}/p_{s\min\min}$ oraz współczynnika nachylenia statycznego p_{s15600}/p_{s7000} charakterystyki $p_s = f(n)$.
10. Porównanie otrzymanych parametrów z poziomami wzorcowymi (wzorzec negatywny) poszczególnych parametrów.
 11. Synteza diagnozy i podjęcie decyzji eksploatacyjnej.



Rys. 31. Zbiory charakterystyczne $\Delta F = f(f_p)$ według procedury przetwarzania komputerowego kanału DC pomiaru parametrów badanego zespołu napędowego

2.3.4. Opis procedury przetwarzania komputerowego kanału AC pomiaru parametrów badanego zespołu napędowego

Schemat blokowy procedury przetwarzania komputerowego kanału AC pomiaru parametrów silnika SO-3/3W przedstawia rys. 32.

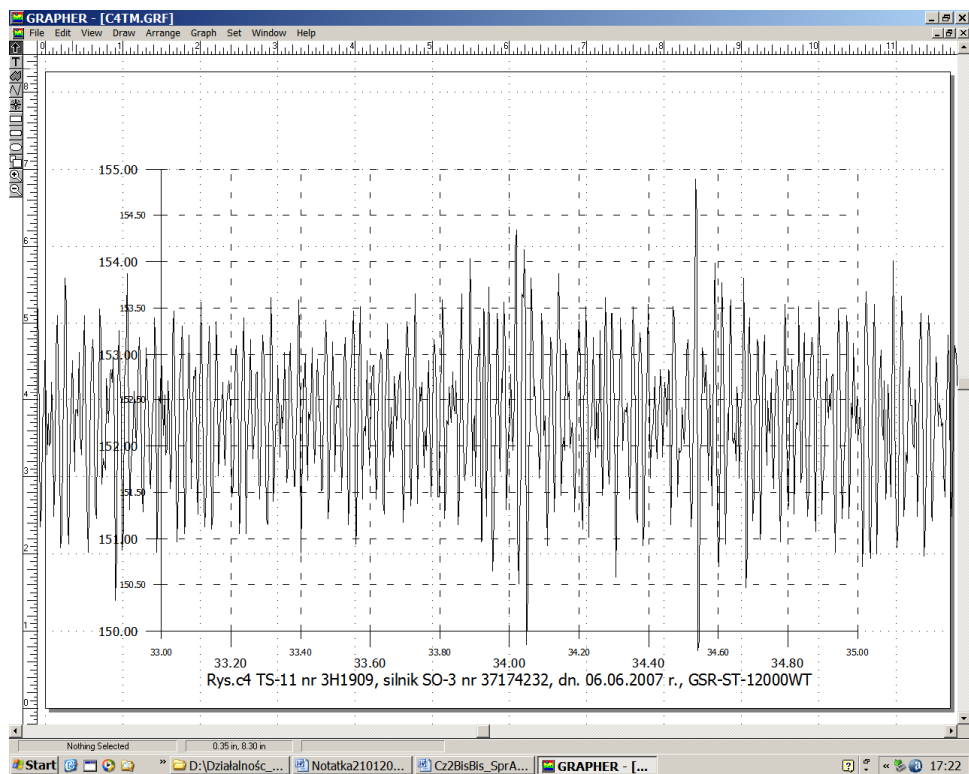


Rys. 32. Schemat blokowy procedury obróbki kanału AC pomiaru parametrów badanego zespołu napędowego

2.3.5. Opis procedury przetwarzania komputerowego dla przebiegu $f_i = f(t)$ kanału AC

Procedura przetwarzania komputerowego dla przebiegu $f_i = f(t)$ kanału AC realizowana jest w następującej kolejności:

1. Pomiar na lotnisku w kanale AC – zgromadzenie na dysku twardym komputera zbiorów pomiarowych (rozszerzenie „pom”) – dla każdej z siedmiu znamionowych prędkości obrotowych silnika po jednym zbiorze. W czasie pomiaru operator komputera pomiarowego musi zapewnić ręczne wyzwalanie procesu pomiarowego komputera, automatyczne zamykanie ekspozycji pomiarowej, ręczne markowanie nazw zbiorów.
2. Kopiowanie „surowych” zbiorów pomiarowych (rozszerzenie „pom”) z komputera pomiarowego do komputera stacjonarnego w laboratorium.
3. Przetwarzanie programowe zbiorów „pom” w celu otrzymania „półfabrykatów” programowych:
 - rozszerzenie „dat”,
 - rozszerzenie „ekr”.
4. Przetwarzanie komputerowe wyników na bazie rozszerzenia „dat” za pomocą programu „GRAPHER 1.28” w celu otrzymania zobrazowań $f_i = f(t)$.
5. Wydruk zobrazowań $f_i = f(t)$ – rys. 33 – dla każdego zbioru pomiarowego (dla każdej znamionowej prędkości obrotowej):
 - jeden przebieg obrazujący zmiany precesji $f_i = f(t)$ w ciągu pełnej ekspozycji pomiarowej (dla $n_N = 15\ 600$ obr/min czas pełnej ekspozycji pomiarowej wynosi 2 min; dla $n_N = 7000$ obr/min czas pełnej ekspozycji pomiarowej wynosi 4 min),
 - po cztery kolejne przebiegi z oknem czasowym 2 s; należy wybierać przebiegi z odcinków pełnej ekspozycji pomiarowej o najmniejszej (najspokojniejszej) precesji,
 - po dwa kolejne przebiegi z oknem czasowym 0,4 s.
6. Ręczne wykreślanie krzywej precesji wolnozmiennnej (jeden przebieg obrazujący zmiany precesji $f_i = f(t)$ w ciągu pełnej ekspozycji pomiarowej).
7. Ręczne wykreślanie poziomów odniesienia „szczytów” i „dolin” zmodulowań przebiegu $f_i = f(t)$ – cztery kolejne przebiegi z oknem czasowym 2 s.
8. Ręczne obliczanie liczby okresów wahań na jednostkę czasu – zdefiniowanie częstotliwości składowej wolnozmiennnej. Ręczne obliczanie głębokości wcięć na zboczach przebiegów $f_i = f(t)$ oraz częstotliwości ich występowania – zdefiniowanie częstotliwości składowej szybkozmiennnej.
9. Ręczne wpisywanie danych do odpowiednich arkuszy w programie EXCEL.
10. Wydruk parametrów obliczonych w programie EXCEL.
11. Porównanie otrzymanych parametrów z EXCEL z poziomami wzorcowymi (wzorzec negatywny) poszczególnych parametrów;
 - względna wartość pulsacji,
 - względna wartość głębokości modulacji,
 - głębokość podcięć i częstotliwość składowej szybkozmiennnej.
12. Synteza diagnozy i podjęcie decyzji eksploatacyjnej.



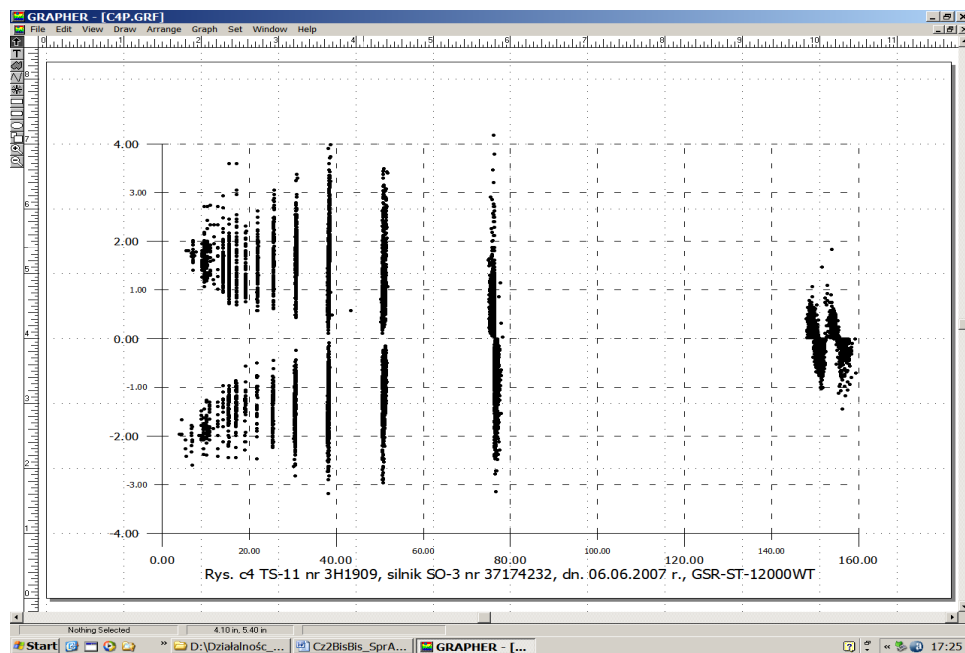
Rys. 33. Przebieg częstotliwości $f_i = f(t)$ według procedury przetwarzania komputerowego kanału AC pomiaru parametrów badanego zespołu napędowego

2.3.6. Opis procedury przetwarzania komputerowego dla zbiorów charakterystycznych $\Delta F = f(f_p)$ kanału AC pomiaru parametrów badanego zespołu napędowego

Procedura przetwarzania komputerowego dla zbiorów charakterystycznych $\Delta F = f(f_p)$ kanału AC realizowana jest w następującej kolejności:

1. Pomiar na lotnisku w kanale AC – zgromadzenie na dysku twardym komputera zbiorów pomiarowych (rozszerzenie „.pom”) – dla każdej z siedmiu znamionowych prędkości obrotowych silnika po jednym zbiorze. Operator komputera ręcznie uruchamia proces pomiarowy, który jest automatycznie zamykany. Również ręcznie nadaje się nazwę zbioru.
2. Kopiowanie „surowych” zbiorów pomiarowych (rozszerzenie „.pom”) z komputera pomiarowego do komputera stacjonarnego w laboratorium.
3. Przetwarzanie programowe zbiorów „.pom” w celu otrzymania „półfabrykatów” programowych:

- rozszerzenie „dat”,
 - rozszerzenie „ekr”.
4. Przetwarzanie komputerowe wyników na bazie rozszerzenia „ekr” za pomocą programu „GHRAPHER 1.28” w celu otrzymania zobrazowań $\Delta F = f(f_p)$.
 5. Wydruk zobrazowań $\Delta F = f(f_p)$ – rys. 34.
 6. Identyfikacja zbiorów charakterystycznych:
 - pierwszej harmonicznej prędkości obrotowej poszczególnych wałów, np. wału głównego silnika (często występują podwójne podzbiory – dwa podprążki),
 - pierwszej podharmonicznej.
 7. Ręczne wykreślanie środków zbiorów charakterystycznych (pierwszej harmonicznej; pierwszej podharmonicznej).
 8. Ręczne wykreślanie wysokości (oś 0-y) zbiorów charakterystycznych (pierwszej harmonicznej; pierwszej podharmonicznej) – odległość pomiędzy najwyższym i najniższym punktem danego zbioru charakterystycznego.
 9. Ręczne określanie współrzędnych f_p (oś 0-x) środków poszczególnych zbiorów charakterystycznych (pierwszej harmonicznej; pierwszej podharmonicznej).
 10. Ręczne określanie współrzędnych ΔF (oś 0-y) środków poszczególnych zbiorów charakterystycznych (pierwszej harmonicznej; pierwszej podharmonicznej).
 11. Ręczne określanie współrzędnych f_p (oś 0-x) szerokości poszczególnych zbiorów charakterystycznych (pierwszej harmonicznej; pierwszej podharmonicznej).
 12. Ręczne wpisywanie danych do odpowiednich arkuszy w programie EXCEL:
 - wysokości poszczególnych zbiorów,
 - wartości poszczególnych wartości rzeczywistych granic pasm.
 13. Wydruk parametrów obliczonych w programie EXCEL w funkcji znamionowych prędkości obrotowych:
 - wartość średnia wysokości zbioru charakterystycznego pierwszej harmonicznej,
 - wartość względna rozwarości podzbiorów charakterystycznych pierwszej harmonicznej,
 - wartość średnia wysokości zbioru charakterystycznego pierwszej podharmonicznej,
 - średnia szerokości zbiorów charakterystycznych pierwszej harmonicznej,
 - wartość średnia ilorazu pierwszej podharmonicznej do pierwszej harmonicznej.
 14. Porównanie otrzymanych parametrów z poziomami wzorcowymi (wzorzec negatywny) poszczególnych parametrów.
 15. Synteza diagnozy i podjęcie decyzji eksploatacyjnej.



Rys. 34. Zbiory charakterystyczne $\Delta F = f(f_p)$ według procedury przetwarzania komputerowego kanału AC pomiaru parametrów badanego zespołu napędowego

Rozdział 3

APLIKACJE METOD FAM-C I FDM-A

Metoda FAM-C jest stosowana od 1991 r. – określono wówczas przyczyny pęknięć poprzecznych wałków prądnic mobilnych urządzeń zasilania elektrycznego samolotów LUZES V. Stwierdzono, że przyczyną była zbyt wolna reakcja regulatora prędkości obrotowej silnika turbinowego na skokowe zmniejszenie obciążenia prądnicy. Występowały specyficzne korelacje pomiędzy pulsacjami wału silnika wirnika prądnicy a niewłaściwym oddziaływaniem za mało dynamicznego regulatora prędkości obrotowej, co generowało drgania skrętne o zwiększającej się amplitudzie, a w efekcie następowało przyśpieszone zużycie zmęczenia. Pod koniec 1993 r. za pomocą tej metody diagnozowano sprzęgła jednokierunkowe w samolotach MiG-29. W tym przypadku z kolei, głównie na skutek niepoprawnej¹ pracy sprzęgieł jednokierunkowych, na niektórych silnikach dochodziło także do dynamicznego ukręcania się wałów prądnic. Wykorzystując 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.

Metody FAM-C oraz FDM-A są stosowane od kilku lat m.in. do lokalizowania i określania wartości kąta przekoszenia β oraz wartości mimośrodu a połączeń wielowypustowych. Umożliwia to wykrywanie zmiany kąta β rzędu $0,1 \div 0,2^\circ$. Przekoszenia połączeń wielowypustowych są jednymi z bardziej niebezpiecznych wad montażowych. Występuje tu punktowe przemieszczanie się styku krawędzi wielowypustów. Powoduje to kumulację ciepła (na skutek tarcia posuwistego) i lokalnych naprężeń stykowych w środkowej części wielowypustów. Powstają tam znaczne ubytki materiałowe na powierzchni. Przeprowadzane przez autora badania wykazały na

¹ Niepoprawna praca niektórych sprzęgieł jednokierunkowych wynikała z przekroczenia przez wytwórcę dopuszczalnej wartości tolerancji podziałki okien separatora.

przykład, że po 800 h pracy prądniczy z przekoszeniem jej wałka napędowego $\beta = 1,5^\circ$ jego wielowypusty mają znaczne ubytki materiałowe. Największą głębokość ubytków zaobserwowano pośrodku wielowypustów – ubytki mają charakterystyczny beczułkowaty kształt. Znane są także efekty znacznie groźniejsze w skutkach – przerwanie pracy agregatów, a nawet całej skrzyni napędów [20]. Pierwsze doświadczenia nad wdrażaniem prototypowych metod FAM-C i FDM-A autor zdobywał na układach elektroenergetycznego zasilania statków powietrznych LUZES. Następne obserwacje praktyczne zostały wykonane na zespołach napędowych dwóch promów pasażerskich. Było to zetknięcie ze światem diagnostyki silników o zapłonie samoistnym (Diesla). Następnie wykonano szereg doświadczeń laboratoryjnych na lotniczych przetwornicach elektromaszynowych. Część materiałów wykorzystuje się do dzisiaj podczas programu przedłużania resursów statków powietrznych. Innym jeszcze wyzwaniem praktycznym było diagnozowanie sprzęgieł jednokierunkowych i stabilizatora hydraulicznego samolotu dwusilnikowego Mig-29. Od kilku lat zespół pod kierunkiem autora stosuje metody FAM-C i FDM-A do diagnozowania łożysk tocznych silników lotniczych. Z uwagi na specyfikę zagadnień diagnostycznych i konieczność pogłębienia zagadnień procesów kinematyki i dynamiki tych łożysk wydzielono ten zakres aplikacji w postaci osobnego rozdziału (rozd. 4).

3.1. Badania urządzeń LUZES II i LUZES III

3.1.1. Opis konstrukcji poszczególnych urządzeń typu LUZES

Instytut Techniczny Wojsk Lotniczych jest projektodawcą i współtwórcą kompleksowego systemu zasilania infrastruktury lotnisk wojskowych pod nazwą Lotniskowy System Zasilania Elektroenergetycznego Statków Powietrznych – LUZES.

W ramach budowy systemu wykonano następujące typy urządzeń:

1. **LUZES II** – umożliwiający zasilanie urządzeń i SP energią elektryczną prądu stałego 27 V, 2×27 V, 27/54 V oraz prądu przemiennego 115/200 V, 1×115 V, 3×36 V na centralnych płaszczyznach przygotowania SP oraz w schrono-hangarach i hangarach eskadr technicznych. Zasilany jest z sieci elektrycznej 230/400 V, 50 Hz i składa się z dwóch kontenerów: przekształcającego energię sieci elektrycznej na energię prądu przemiennego 115/200 V, 400 Hz oraz przekształcającego energię prądu przemiennego 115/200 V, 400 Hz na energię prądu stałego i przemiennego. Po zakończeniu pełnych badań prototypów wariant został wdrożony do produkcji w 1991 r. przez Wojskowe Centralne Biuro Konstrukcyjno-Technologiczne w Warszawie. Dotychczas wykonano ok. 50 kompletów urządzenia. Jak do tej pory ma ono najszersze zastosowanie, jeśli chodzi o rozwinięcie systemu LUZES na lotniskach.

2. **LUZES III** – umożliwiający zasilanie urządzeń i SP energią elektryczną prądu przemiennego 400 Hz o zwiększonej stabilności częstotliwości i możliwości regulacji częstotliwości w zakresie od 50 do 600 Hz: 115/200 V, 1×115 V, 3×36 V w schrono-hangarach i hangarach eskadr technicznych. Wariant III jest zasilany z sieci elektrycznej 220/380 V, 50 Hz. LUZES III wdrożony został do produkcji w 1991 r. Jest to najbardziej rozbudowana i złożona wersja urządzenia, z uwagi na specyfikę zapotrzebowania energetycznego eskadr technicznych. W jej skład wchodzi trzy odrębne kontenery o następującym przeznaczeniu:

- kontener A2 – przekształcający napięcie przemiennie 115/200 V, 400 Hz na energię prądu stałego i przemiennego;
- kontener B2 – przetwornica elektromaszynowa w postaci zespołu napędowego o regulowanej prędkości obrotowej, składająca się z silnika prądu stałego napędzającego prądnicę prądu przemiennego;
- kontener C – przekształtnik przemysłowego napięcia przemiennego na napięcie stałe.

Aktualnie wprowadzana jest wersja uproszczona urządzenia pod nazwą LUZES III/M, która wytwarza tylko napięcia przemiennie. W oparciu o tę konstrukcję w ITWL zbudowano kilka stanowisk napędowych wykorzystywanych m.in. do modelowania różnego typu wad mechanicznych i obserwowania ich metodami FAM-C i FDM-A – dlatego stanowisko to będzie szczegółowo opisane w następnym podrozdziale.

3. **LUZES V** (z generatorem napędzonym silnikiem turbinowym – rys. 35) oraz **LUZES V/D** (opracowany na bazie doświadczeń z urządzeniem LUZES V, z generatorem napędzonym silnikiem Diesla) – są to urządzenia samojezdne, umożliwiające autonomiczne zasilanie urządzeń pokładowych oraz rozruch statku powietrznego energią elektryczną prądu stałego 27 V, 2×27 V, 27/54 V oraz prądu przemiennego 400 Hz, 115/200 V, 1×115 V, 3×36 V na centralnych płaszczyznach przygotowania SP. Wariant V(V/D) składa się z jednego kontenera o konstrukcji modułowej, zabudowanego na pojeździe samojezdnym. W 1993 r. wykonano badania kwalifikacyjne prototypu i urządzenie V/D jest aktualnie produkowane i eksploatowane w jednostkach wojskowych. Urządzenie wdrożono w 1997 r.

4. **LZE-6** – urządzenie to jest przeznaczone do zasilania regulowanym stabilizowanym napięciem stałym statków powietrznych na ziemi w czasie rozruchu lub sprawdzania stanu technicznego wyposażenia. Może być używane jako urządzenie stacjonarne oraz w warunkach polowych. Jest zasilane z sieci energetycznej napięciem przemiennym trójfazowym 220/380 V, 50 Hz. Urządzenie wdrożono w 1993 r. Dotychczas wyprodukowano ok. 100 sztuk.

5. **LUK-1 i LUK-2** – urządzenie wdrożono w 1999 r. Dotychczas wyprodukowano 12 sztuk. Są przeznaczone do diagnozowania sprawności węzłów elektroenergetycznych typu LUZES. Aktualnie ich zastosowanie zostało rozszerzone na wiele innych typów lotniczych układów zasilania naziemnego statków powietrznych.



Rys. 35. LUZES V z generatorem napędzonym silnikiem turbinowym

3.1.2. Stanowisko pomiarowe na bazie LUZES II

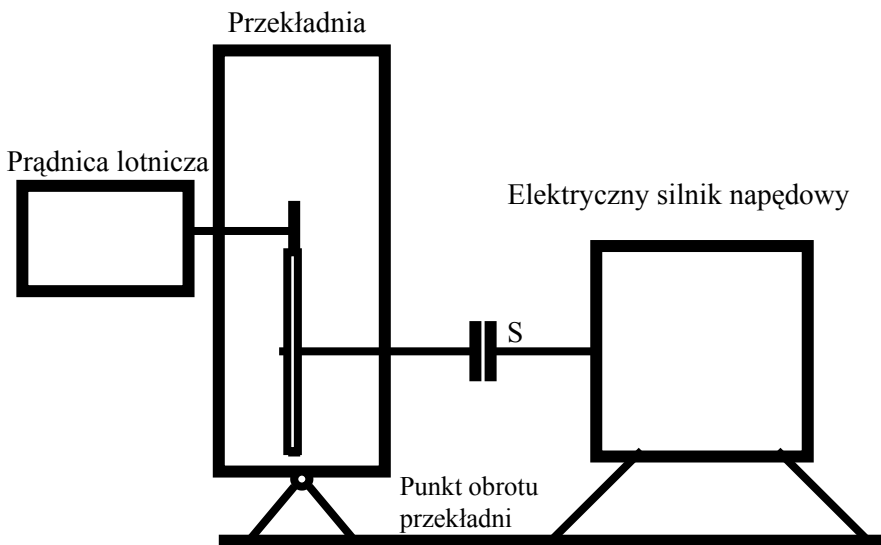
Stanowisko pomiarowe nr 1, o regulowanej prędkości obrotowej, służy do badania maszyn elektrycznych małej i średniej mocy, w tym rozruszników, lotniczych prądnic prądu stałego i przemiennego oraz skrzyń napędów. W stanowisku nr 1 można wyróżnić następujące układy funkcjonalne – rys. 36:

- zasilania,
- napędowy,
- przekładnia,
- chłodzenia.

Jako źródło napędu stanowiska wykorzystywany jest stałoprądowy silnik szeregowo-bocznikowy PXOb-84c o mocy 70 kW i regulowanej prędkości obrotowej do 2400 obr/min, z możliwością krótkotrwałej pracy do ok. 3000 obr/min.

Przekładnia TUN-75/R, będąca zmodyfikowaną wersją reduktora ze śmigłowca Mi-2, połączona jest z silnikiem napędowym sztywnym sprzęgłem kardana. Przekładnia posiada tor napędowy główny podwyższający obroty wejściowe w stosunku $i = 4:1$ oraz węzły umożliwiające zamontowanie dodatkowego odbiornika napędu oraz dwóch nadajników prędkości obrotowej. W celu umożliwienia przyłączania różnego rodzaju odbiorników energii mechanicznej przekładnia została dodatkowo wyposażona w szereg przyłączy-przejsiówek.

Układ chłodzenia składa się z wentylatora napędzanego trójfazowym silnikiem asynchronicznym z przeznaczeniem do wymuszonego chłodzenia badanego urządzenia oraz chłodzenia oleju układu smarowania przekładni TUN-75/R.



Rys. 36. Stanowisko badawcze na bazie LUZES – uproszczony schemat kinematyczny głównego toru transmisji mocy

3.1.3. Stanowisko pomiarowe na bazie LUZES III

Stanowisko pomiarowe, o regulowanej prędkości obrotowej, służy do badania maszyn elektrycznych małej i średniej mocy, w tym rozruszników, prądnic lotniczych prądu stałego i przemiennego oraz skrzyń napędów. W stanowisku można wyróżnić następujące układy funkcjonalne:

- zasilania,
- napędowy,
- przekładnia.

Do zasilania stanowiska wykorzystywany jest Tyrystorowy Zespół Napędowy DSJ-120, przekształcający energię elektryczną sieci przemysłowej 220/380V, 50 Hz w napięcie stałe regulowane w zakresie 0÷400 V, przeznaczone do zasilania silnika napędowego. Jako źródło napędu stanowiska wykorzystywany jest stałoprądowy silnik szeregowo-bocznikowy PXOb 84a o mocy 75 kW i regulowanej prędkości obrotowej do 2400 obr/min. Przekładnia TUN-75/R, będąca zmodyfikowaną wersją reduktora ze śmigłowca Mi-2, połączona jest z silnikiem napędowym sztywnym sprzęgłem kłowym. Przekładnia posiada tor napędowy główny podwyższający obroty wejściowe w stosunku 4,05:1 oraz węzły umożliwiające zamontowanie dodatkowego odbiornika napędu oraz dwóch nadajników prędkości obrotowej – rys. 37. W celu umożliwienia przyłączania różnego rodzaju odbiorników energii mechanicznej przekładnia została dodatkowo wyposażona w szereg przyłączy – przejściówek.

3.1.4. Układ pomiarowy do badania zespołu napędowego LUZES i jego właściwości

W układzie jak na rys. 37 przeprowadzono badania kontrolowanych wad montażowych sprzęgła kłowego S.

Podczas badań stosowano dwa sposoby przetwarzania sygnału diagnostycznego:

- a) metodą FAM-C – rys. 38,
- b) metodą FDM-A – rys. 39.

Dane prądnic stosowanych podczas badań zespołu napędowego LUZES:

a) prądnice prądu przemiennego:

- prądnica synchroniczna jednofazowa SGO-8 ma: $2p = 6$ par biegunów; w związku z tym, jej rozdzielczość pomiarowa jest stosunkowo niewielka – jest zdolna wykryć jedynie przekoszenia i mimośrodowości w torze napędowym (rys. 22);
- prądnica jednofazowa SGO-8 z wykorzystaniem uzwojeń trójfazowych (na zewnątrz wyprowadzona jest tylko jedna faza, jednakże na tabliczkę zaciskową wyprowadzone są trzy fazy); jeżeli podłączy się układ pomiarowy do trzech faz jednocześnie (przystawkę trójfazową) i zastosuje zliczanie dwupołówkowe („półokresowe”), to rozdzielczość diagnostyczna wzrośnie sześciokrotnie w stosunku do pomiaru jednofazowego przy zliczaniu pełnookresowym;
- prądnica tachometryczna D-2M ma: $2p = 2$ pary biegunów magnesów trwałych na wirniku, uzwojenie trójfazowe nawinięte na stojanie;

b) prądnice prądu stałego:

- prądnica-rozrusznik prądu stałego GSR-ST-12000WT: liczba żłobków $Z = 64$, liczba wycinków komutatora $K = 128$, prędkość obrotowa $n = 4200 \div 9000$ obr/min, liczba par biegunów $2p = 4$;
- prądnica – rozrusznik prądu stałego STG-3: liczba żłobków $Z = 41$, liczba wycinków komutatora $K = 41$, prędkość obrotowa $n = 6250 \div 11250$ obr/min.

Każdy element zespołu napędowego (rys. 37) generuje inną wartość znamionową prędkości kątowej (tablica 3.1). Ponadto każdy taki element może, w pewnych uwarunkowaniach, pełnić funkcję modulatora.

Każda z prądnic generuje pewną częstotliwość nośną (częstotliwość znamionową). Częstotliwości te zestawiono w tablicach 3.2 i 3.3.

Dla każdego typu wady mechanicznej danego elementu układu napędowego LUZES można obliczyć współczynnik krotności k_r (tablice 3.1÷3.17). Można zauważyć, że najtrudniejsze do monitorowania (wartość $k_r < 1$) są luzy międzyzębne (tablice 3.12÷3.19). Największe wartości k_r osiąga się dla prądnic prądu stałego napędzanych z głównego gniazda transmisji mocy (tablice 3.18 i 3.19).

Tablica 3.1

Wartości znamionowe prędkości obrotowych wybranych elementów zespołu napędowego LUZES III

Prędkości obrotowa wirnika silnika napędowego [obr/min]	4065	5060	6056	7052	8048	9044	10039	11035
Prędkość obrotowa głównego gniazda transmisji mocy mechanicznej [obr/min]	4065	5060	6056	7052	8048	9044	10039	11035
Prędkość obrotowa gniazda napędowego STG-3 [obr/min]	1000	1245	1490	1735	1980	2225	2470	2715
Prędkość obrotowa gniazda napędowego D-2M [obr/min]	5081	6325	7570	8815	10060	11304	12549	13794

Tablica 3.2

Wartości częstotliwości nośnej wybranych typów prądnic napędzanych z głównego gniazda mocy zespołu napędowego LUZES III

Prędkość obrotowa wirnika silnika napędowego [obr/min]	4065	5060	6056	7052	8048	9044	10039	11035
Typ prądnicy, konfiguracja, sposób pomiaru								
SGO-8, AC jednofazowy, pełnookresowy [obr/min]	406	506	606	705	805	904	1004	1104
SGO-8, AC trójfazowy, pełnookresowy [obr/min]	24387	3036	3634	4231	4829	5426	6024	6621
GSR-ST-12000WT, DC, pełnookresowy [obr/min]	4335	5398	6460	7522	8584	9646	10709	11771
D-2M, trójfazowa, pełnookresowy [obr/min]	135	169	202	235	268	301	335	368
Prądnica tachometryczna D-2M, trójfazowa, pełnookresowy [obr/min]	813	1012	1211	1410	1610	1809	2008	2207
STG-3, DC, pełnookresowy [obr/min]	2777	3458	4138	4819	5499	6180	6860	7541

Tablica 3.3

Wartości częstotliwości nośnej prądnicy tachometrycznej oraz prądnicy-rozrusznika napędzanych z etatowych gniazd zespołu napędowego LUZES III

Prędkość obrotowa wirnika silnika napędowego [obr/min]	4065	5060	6056	7052	8048	9044	10039	11035
Typ prądnicy, konfiguracja, sposób pomiaru								
D-2M, trójfazowa, pełnookresowy [obr/min]	135	169	202	235	268	301	335	368
Prądnica tachometryczna D-2M, trójfazowa, pełnookresowy [obr/min]	813	1012	1211	1410	1610	1809	2008	2207
Prądnico-rozrusznik STG-3 [obr/min]	5419	6747	8075	9403	10730	12058	13386	14714

Tablica 3.4

Współczynnik krotkości dla wady mimośrodowości poszczególnych wałów LUZES III dla prądnicy-przetwornika SGO-8, AC, pomiar jednofazowy, pełnookresowy

Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotkości k_r [-]
Wał główny wejścia napędu do reduktora	40,3	24,8	606	24,4
Gniazdo mocy zespołu napędowego	9,9	100,9	606	6,0
Wał koła zębatego z_{17}	24,8	40,4	606	15,0
Wał koła zębatego z_7	49,5	20,2	606	30,0
Wał koła zębatego z_6	37,2	26,9	606	22,5
Gniazdo napędu prądnic-rozrusznika STG-3	39,6	25,2	606	24,0
Wał koła zębatego z_{14}	57,9	17,3	606	35,1
Wał koła zębatego z_2	47,3	21,2	606	28,6
Gniazdo napędu nadajnika prędkości obrotowej	178,1	5,6	606	107,9

Tablica 3.5

Współczynnik krotkości dla wady mimośrodowości poszczególnych wałów zespołu napędowego LUZES III, prądnica-przetwornik, typ dla prądnicy prądu przemiennego SGO-8, pomiar trójfazowy, półokresowy

Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotkości k_r [-]
Wał główny wejścia napędu do reduktora	9,9	100,9	3634	36,0
Gniazdo mocy zespołu napędowego	9,9	100,9	3634	36,0
Wał koła zębatego z_{17}	24,8	40,4	3634	90,0
Wał koła zębatego z_7	49,5	20,2	3634	180,0
Wał koła zębatego z_6	37,2	26,9	3634	135,0
Gniazdo napędu prądnico-rozrusznika STG-3	39,6	25,2	3634	144,0
Wał koła zębatego z_{14}	57,9	17,3	3634	210,5
Wał koła zębatego z_2	47,3	21,2	3634	171,7
Gniazdo napędu nadajnika prędkości obrotowej	178,1	5,6	3634	647,1

Tablica 3.6

Współczynnik krotności dla wady mimośrodowości poszczególnych wałów zespołu napędowego LUZES III, prądnica-przetwornik typ D-2M napędzana z gniazda głównej transmisji mocy, pomiar jednofazowy, jednookresowy

Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotności k_r [-]
Wał główny wejścia napędu do reduktora	40,3	24,8	202	8,1
Gniazdo mocy zespołu napędowego	9,9	100,9	202	2,0
Wał koła zębatego z_{17}	24,8	40,4	202	5,0
Wał koła zębatego z_7	49,5	20,2	202	10,0
Wał koła zębatego z_6	37,2	26,9	202	7,5
Gniazdo napędu prądnic-rozrusznika STG-3	39,6	25,2	202	8,0
Wał koła zębatego z_{14}	57,9	17,3	202	11,7
Wał koła zębatego z_2	47,3	21,2	202	9,5
Gniazdo napędu nadajnika prędkości obrotowej	178,1	5,6	202	36,0

Tablica 3.7

Współczynnik krotkości dla wady mimośrodowości poszczególnych wałów zespołu napędowego LUZES III, prądnica-przetwornik typ D-2M napędzana z gniazda głównej transmisji mocy, pomiar trójfazowy pełnookresowy

Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotkości k_r [-]
Wał główny wejścia napędu do reduktora	40,3	24,8	298	12,0
Gniazdo mocy zespołu napędowego	9,9	100,9	298	3,0
Wał koła zębatego z_{17}	24,8	40,4	298	7,4
Wał koła zębatego z_7	49,5	20,2	298	14,8
Wał koła zębatego z_6	37,2	26,9	298	11,1
Gniazdo napędu prądnic-rozrusznika STG-3	39,6	25,2	298	11,8
Wał koła zębatego z_{14}	57,9	17,3	298	17,3
Wał koła zębatego z_2	47,3	21,2	298	14,1
Gniazdo napędu nadajnika prędkości obrotowej	178,1	5,6	298	53,1

Tablica 3.8

Współczynnik krotkości dla wady mimośrodowości poszczególnych wałów zespołu napędowego LUZES III, prądnica-przetwornik typ D-2M napędzana z etatowego gniazda nadajnika prędkości obrotowej DTE-1, pomiar trójfazowy dwupółkowy

Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotkości k_r [-]
Wał główny wejścia napędu do reduktora	40,3	24,8	303	12,2
Gniazdo mocy zespołu napędowego	9,9	100,9	303	3,0
Wał koła zębatego z_{17}	24,8	40,4	303	7,5
Wał koła zębatego z_7	49,5	20,2	303	15,0
Wał koła zębatego z_6	37,2	26,9	303	11,3
Gniazdo napędu prądnic-rozrusznika STG-3	39,6	25,2	303	12,0
Wał koła zębatego z_{14}	57,9	17,3	303	17,5
Wał koła zębatego z_2	47,3	21,2	303	14,3
Gniazdo napędu nadajnika prędkości obrotowej	178,1	5,6	303	53,9

Tablica 3.9

Współczynnik krotkości dla wady mimośrodowości poszczególnych wałów zespołu napędowego LUZES III, prądnica-przetwornik typ D-2M napędzana z etatowego gniazda nadajnika prędkości obrotowej DTE-1, pomiar jednofazowy pełnookresowy

Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2=6056\text{obr/min}$ [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotkości k_r [-]
Wał główny wejścia napędu do reduktora	40,3	24,8	11	0,5
Gniazdo mocy zespołu napędowego	9,9	100,9	11	0,1
Wał koła zębatego z_{17}	24,8	40,4	11	0,3
Wał koła zębatego z_7	49,5	20,2	11	0,6
Wał koła zębatego z_6	37,2	26,9	11	0,4
Gniazdo napędu prądnico-rozrusznika STG-3	39,6	25,2	11	0,4
Wał koła zębatego z_{14}	57,9	17,3	11	0,7
Wał koła zębatego z_2	47,3	21,2	11	0,5
Gniazdo napędu nadajnika prędkości obrotowej	178,1	5,6	11	2,0

Tablica 3.10

Współczynnik krotkości dla wady mimośrodowości poszczególnych wałów zespołu napędowego LUZES III, prądnica-przetwornik typ GSR-ST-12000WT napędzana z głównego gniazda transmisji mocy,

Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotkości k_r [-]
Wał główny wejścia napędu do reduktora	40,3	24,8	215	8,7
Gniazdo mocy zespołu napędowego	9,9	100,9	215	2,1
Wał koła zębatego z_{17}	24,8	40,4	215	5,3
Wał koła zębatego z_7	49,5	20,2	215	10,7
Wał koła zębatego z_6	37,2	26,9	215	8,0
Gniazdo napędu prądnic-rozrusznika STG-3	39,6	25,2	215	8,5
Wał koła zębatego z_{14}	57,9	17,3	215	12,5
Wał koła zębatego z_2	47,3	21,2	215	10,2
Gniazdo napędu nadajnika prędkości obrotowej	178,1	5,6	215	38,3

Tablica 3.11

Współczynnik krotkości dla wady mimośrodowości poszczególnych wałów zespołu napędowego LUZES III, prądnica-przetwornik typ STG-3 napędzana z gniazda transmisji mocy

Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotkości k_r [-]
Wał główny wejścia napędu do reduktora	40,3	24,8	204	8,2
Gniazdo mocy zespołu napędowego	9,9	100,9	204	2,0
Wał koła zębatego z_{17}	24,8	40,4	204	5,0
Wał koła zębatego z_7	49,5	20,2	204	10,1
Wał koła zębatego z_6	37,2	26,9	204	7,6
Gniazdo napędu prądnico-rozrusznika STG-3	39,6	25,2	204	8,1
Wał koła zębatego z_{14}	57,9	17,3	204	11,8
Wał koła zębatego z_2	47,3	21,2	204	9,6
Gniazdo napędu nadajnika prędkości obrotowej	178,1	5,6	204	36,3

Tablica 3.12

Współczynnik krotności dla luzów międzyzębnych kół zębatych LUZES III dla prądnicy-przetwornika SGO-8, AC, pomiar jednofazowy, pełnookresowy

Nazwa elementu (wał)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotności k_r [-]
z ₁₈	0,3	3129,0	605,6	0,2
z ₁₉	0,3	3129,0	605,6	0,2
z ₁₇	0,5	2018,7	605,6	0,3
z ₇	1,2	807,5	605,6	0,8
z ₆	1,2	807,5	605,6	0,8
z ₅	1,2	807,5	605,6	0,8
z ₁₄	1,5	656,1	605,6	0,9
z ₂	3,6	275,1	605,6	2,2
z ₁	3,6	275,1	605,6	2,2

Tablica 3.13

Współczynnik krotności dla luzów międzyzębnych kół zębatych LUZES III, prądnica-przetwornik typ dla prądnicy prądu przemiennego SGO-8 pomiar trójfazowy, półokresowy

Nazwa elementu (wał)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2=6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotności k_r [-]
z ₁₈	0,1	12717,9	3633,7	0,3
z ₁₉	0,3	3129,0	3633,7	1,2
z ₁₇	0,5	2018,7	3633,7	1,8
z ₇	1,2	807,5	3633,7	4,5
z ₆	1,2	807,5	3633,7	4,5
z ₅	1,2	807,5	3633,7	4,5
z ₁₄	1,5	656,1	3633,7	5,5
z ₂	3,6	275,1	3633,7	13,2
z ₁	3,6	275,1	3633,7	13,2

Tablica 3.14

Współczynnik krotności dla luzów międzyzębnych kół zębatych LUZES III, prądnica-przetwornik typ D-2M napędzana z gniazda głównej transmisji mocy, pomiar jednofazowy, jednookresowy

Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotności k_r [-]
z ₁₈	0,3	3129	201,9	0,06
z ₁₉	0,3	3129	201,9	0,06
z ₁₇	0,5	2018,7	201,9	0,10
z ₇	1,2	807,5	201,9	0,25
z ₆	1,2	807,5	201,9	0,25
z ₅	1,2	807,5	201,9	0,25
z ₁₄	1,5	656,1	201,9	0,31
z ₂	3,6	275,1	201,9	0,73
z ₁	3,6	275,1	201,9	0,73

Tablica 3.15

Współczynnik krotności dla luzów międzyzębnych kół zębatych LUZES III, prądnica-przetwornik typ D-2M napędzana z gniazda głównej transmisji mocy, pomiar jednofazowy pełnookresowy

Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotności k_r [-]
z ₁₈	0,3	3129	1211	0,39
z ₁₉	0,3	3129	1211	0,39
z ₁₇	0,5	2018,7	1211	0,60
z ₇	1,2	807,5	1211	1,50
z ₆	1,2	807,5	1211	1,50
z ₅	1,2	807,5	1211	1,50
z ₁₄	1,5	656,1	1211	1,85
z ₂	3,6	275,1	1211	4,40
z ₁	3,6	275,1	1211	4,40

Tablica 3.16

Współczynnik krotności dla luzów międzyzębnych kół zębatych LUZES III, prądnica-przetwornik typ D-2M napędzana z etatowego gniazda nadajnika prędkości obrotowej DTE-1, pomiar trójfazowy dwupółkowy

Nazwa elementu (wał)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotności k_r [-]
z ₁₈	0,3	3129	45,2	0,014
z ₁₉	0,3	3129	45,2	0,014
z ₁₇	0,5	2018,7	45,2	0,022
z ₇	1,2	807,5	45,2	0,056
z ₆	1,2	807,5	45,2	0,056
z ₅	1,2	807,5	45,2	0,056
z ₁₄	1,5	656,1	45,2	0,069
z ₂	3,6	275,1	45,2	0,164
z ₁	3,6	275,1	45,2	0,164

Tablica 3.17

Współczynnik krotności dla luzów międzyzębnych kół zębatych LUZES III, prądnica-przetwornik typ D-2M napędzana z etatowego gniazda nadajnika prędkości obrotowej DTE-1, pomiar jednofazowy pełnookresowy

Nazwa elementu (wał)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotności k_r [-]
z ₁₈	0,3	3129,0	11,2	0,004
z ₁₉	0,3	3129,0	11,2	0,004
z ₁₇	0,5	2018,7	11,2	0,01
z ₇	1,2	807,5	11,2	0,01
z ₆	1,2	807,5	11,2	0,01
z ₅	1,2	807,5	11,2	0,01
z ₁₄	1,5	656,1	11,2	0,02
z ₂	3,6	275,1	11,2	0,04
z ₁	3,6	275,1	11,2	0,04

Tablica 3.18

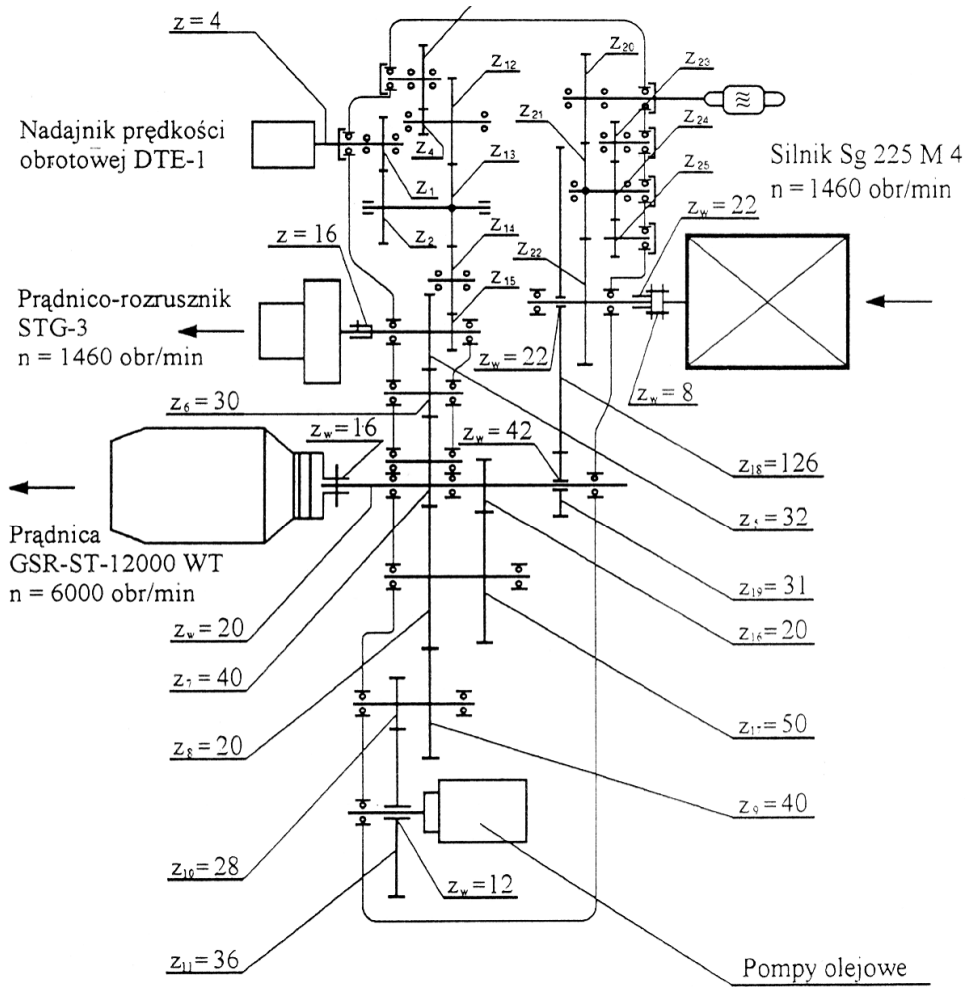
Współczynnik krotności dla luzów międzyzębnych kół zębatach LUZES III, prądnica-przetwornik typ GSR-ST-12000WT napędzana z głównego gniazda transmisji mocy

Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotności k_r [-]
z_{18}	0,3	3129	6460	2,1
z_{19}	0,3	3129	6460	2,1
z_{17}	0,5	2018,7	6460	3,2
z_7	1,2	807,5	6460	8,0
z_6	1,2	807,5	6460	8,0
z_5	1,2	807,5	6460	8,0
z_{14}	1,5	656,1	6460	9,8
z_2	3,6	275,1	6460	23,5
z_1	3,6	275,1	6460	23,5

Tablica 3.19

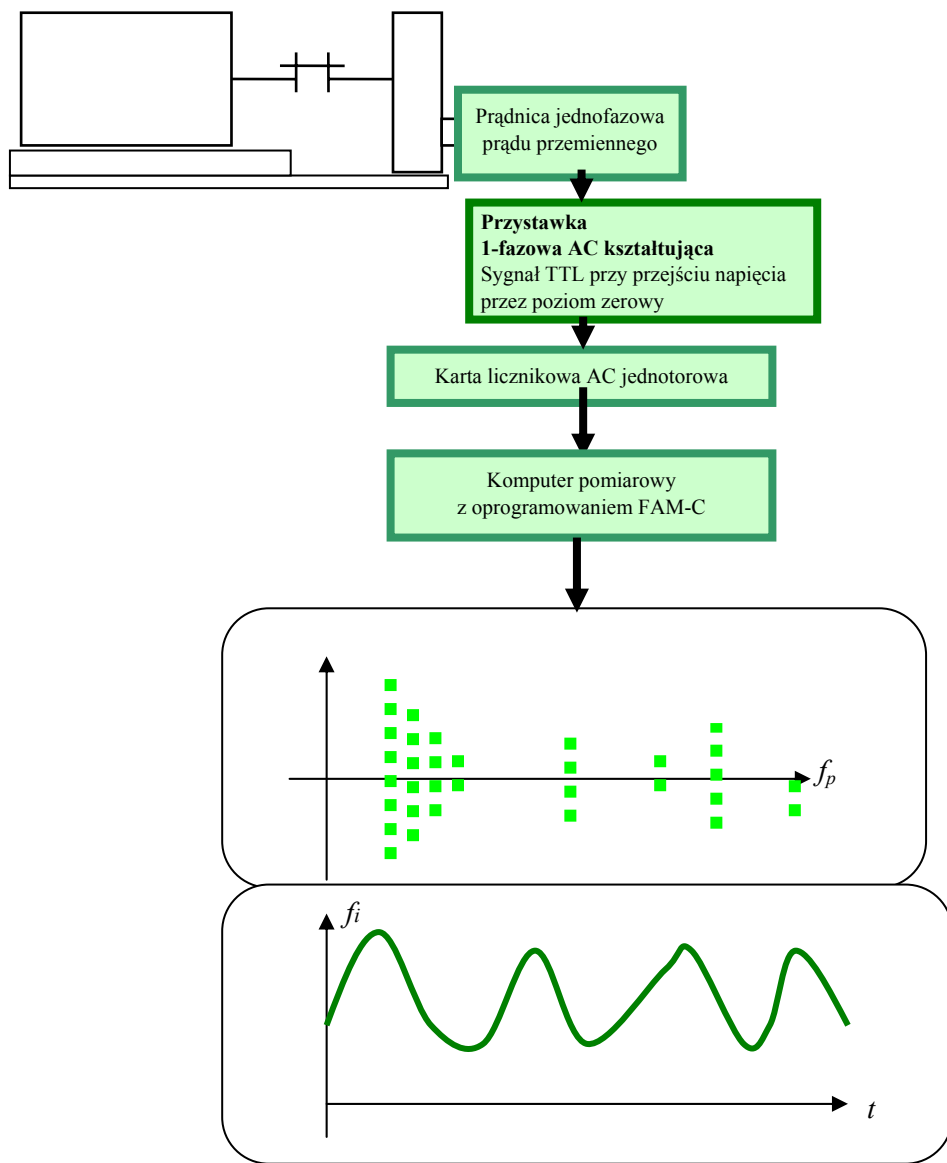
Współczynnik krotności dla luzów międzyzębnych kół zębatach LUZES III, prądnica-przetwornik typ STG-3 napędzana z gniazda transmisji mocy

Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n_2 = 6056$ obr/min [ms]	Częstotliwość procesu mechanicznego [Hz]	Częstotliwość znamionowa prądnicy-przetwornika [Hz]	Współczynnik krotności k_r [-]
z_{18}	0,3	3129	1018	0,33
z_{19}	0,3	3129	1018	0,33
z_{17}	0,5	2018,7	1018	0,50
z_7	1,2	807,5	1018	1,26
z_6	1,2	807,5	1018	1,26
z_5	1,2	807,5	1018	1,26
z_{14}	1,5	656,1	1018	1,55
z_2	3,6	275,1	1018	3,70
z_1	3,6	275,1	1018	3,70



Z_1	Z_2	Z_3	Z_4	Z_5	Z_{12}	Z_{13}	Z_{14}	Z_{15}	Z_{20}	Z_{21}	Z_{22}	Z_{23}	Z_{24}	Z_{25}
49	13	46	18	32	38	31	38	26	18	50	50	43	22	52

Rys. 37. Stanowisko badawcze na bazie LUZES III w pełnym uкомплекtowaniu – szczegółowy schemat kinematyczny



Rys. 38. Sposób pozyskiwania sygnału diagnostycznego z badanego zespołu napędowego LUZES metodą FAM-C

3.1.5. Aplikacje metody FAM-C w diagnozowaniu przekładni TUN-75/R

Badania przeprowadzono na zmodyfikowanej przekładni TUN-75/R zamontowanej na stanowisku LUZES III.

Stanowisko wyposażono w silnik prądu stałego, łączony z ww. przekładnią za pomocą sprzęgła kłowego S (rys. 36÷38).

Na przekładni montowano lotniczą prądnicę synchroniczną prądu przemiennego SGO-8 albo komutatorową prądnicę prądu stałego GSR-ST-12000WT. Oprzyrządowanie stanowiska LUZES III umożliwiała:

- zmianę wartości a mimośrodowo sprzęgła kłowego S,
- zmianę kąta β osi symetrii wałów sprzęgła S.

Zmianę wartości **mimośrodu** sprzęgła S uzyskiwano poprzez zmianę grubości podkładek wkładanych pod elektryczny silnik napędowy (rys. 36). Zmiana wartości mimośrodu o ułamek procenta (w stosunku do średnicy sprzęgła S) była zauważalna na przebiegach częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$ uzyskanego z napięcia wyjściowego **prądnicy prądu przemiennego** SGO-8. Wraz ze zwiększaniem wartości mimośrodu wzrastała wprost proporcjonalnie amplituda częstotliwości chwilowej (rys. 40). Z jej przebiegu wynika, że przy zmianie wartości mimośrodu okres wahań częstotliwości chwilowej nie ulega zmianie i jest równy okresowi wahań pierwszej harmonicznej uszkodzonego ogniwa (sprzęgła S) – tablica 3.20. Również wysokość zbiorów charakterystycznych na płaszczyźnie $\Delta F = f(f_p)$ ulega wyraźnej zmianie – zbiór charakterystyczny o częstotliwości charakterystycznej równej pierwszej harmonicznej uszkodzonego ogniwa zmienia się wprost proporcjonalnie do wartości mimośrodu. Po podstawieniu wartości wysokości tego zbioru do wzoru (2.16) otrzymywano wartości mimośrodu z błędem poniżej 10%.

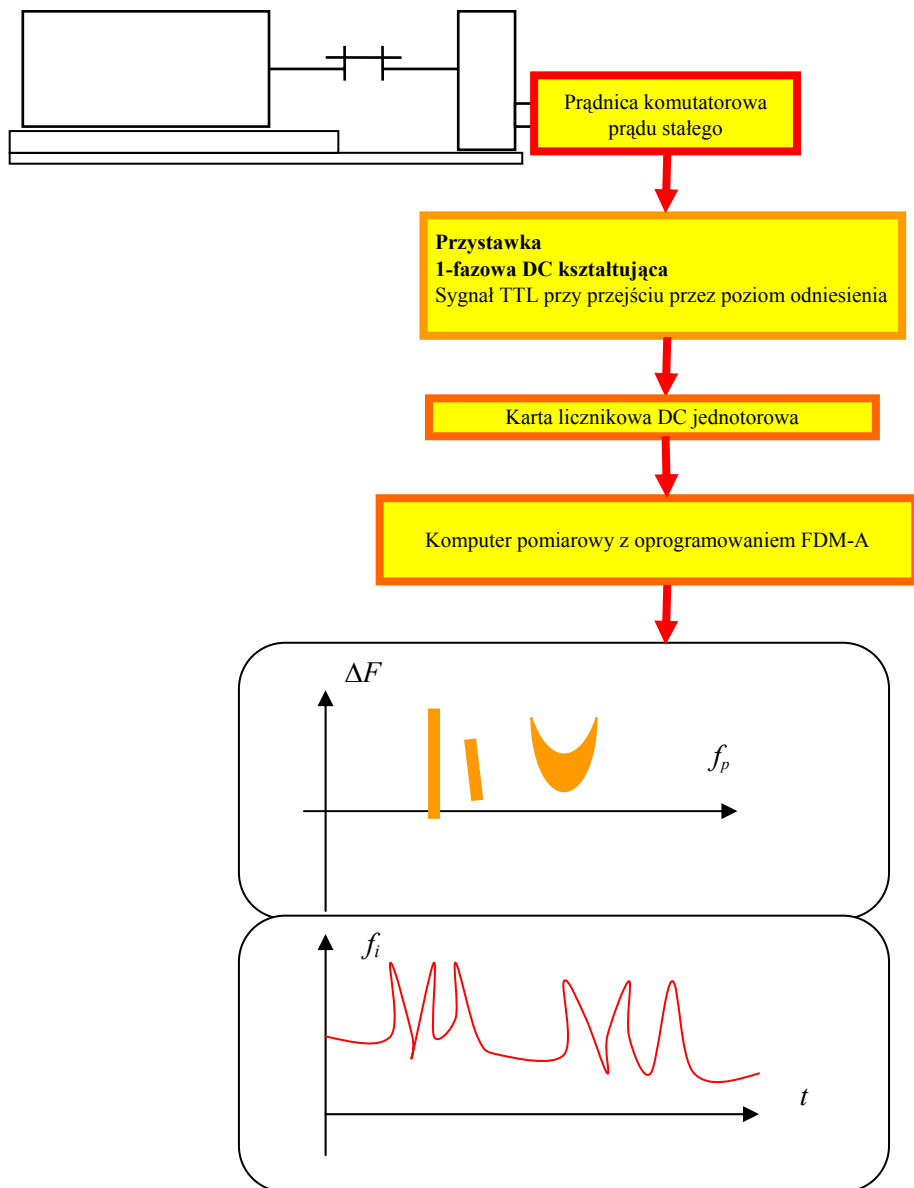
Oprzyrządowanie stanowiska umożliwiała także zmianę przekoszenia osi symetrii wałów sprzęgła kłowego łączącego silnik napędowy z przekładnią. Stwierdzono, że wraz ze wzrostem kąta przekoszenia wałów β wyraźnemu zwiększeniu ulega wysokość zbioru charakterystycznego drugiej harmonicznej ($h = 2$) znamionowej prędkości obrotowej sprzęgła kłowego. Zbiór ten ma częstotliwość charakterystyczną równą

$$f_p = 2 f_N \quad (3.1)$$

gdzie: f_N – częstotliwość znamionowa składowej pulsacji prądnicy.

Przebieg zmian częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy SGO-8 przy zwiększaniu kąta przekoszenia β o dziesiąte części stopnia katowego wywołuje już wyraźny wzrost amplitudy modulacji przebiegu częstotliwości (rys. 40) oraz zwiększenie wysokości zbiorów charakterystycznych. Przebieg ukazany na rys. 40 ma okres równy pierwszej harmonicznej wartości znamionowej prędkości katowej sprzęgła, co świadczy o przewadze zmodulowań prędkości obrotowej od pewnej mimośradowości montażowej sprzęgła nad zmodulowaniami od jego przekoszenia; kąt $0,2^\circ$ można uznać za próg nieczułości metody. Przy zwiększaniu wartości przekoszenia następuje wydłużenie okresu przebiegu (rys. 24b) do

wartości równej pierwszej podharmonicznej wartości znamionowej prędkości kątowej sprzęgła, co świadczy o nałożeniu się zmodulowań pochodzących od przekoszenia i od mimośrodowości.

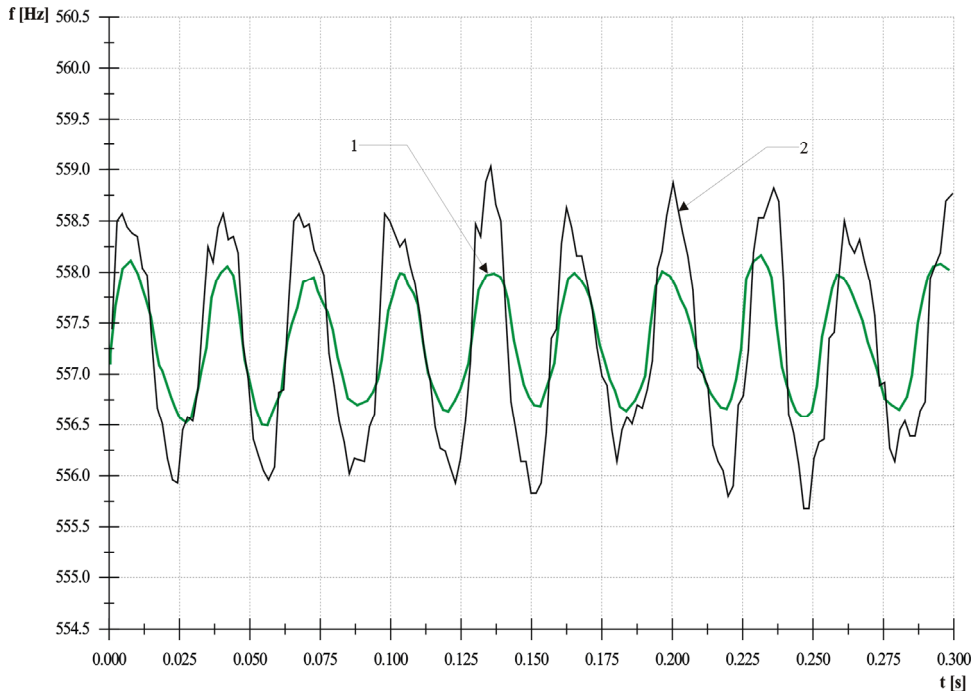


Rys. 39. Sposób pozyskiwania sygnału diagnostycznego z badanego zespołu napędowego LUZES metodą FDM-A

Tablica 3.20

Zależności czasowo-częstotliwościowe obrotów wirnika prądnicy oraz sprzęgła kłowego S układu napędowego z przekładnią TUN-75/R

Znamionowa prędkość obrotowa wirnika prądnicy n		Znamionowa prędkość obrotowa sprzęgła S	Czas trwania pełnego obrotu (okresu) sprzęgła S	Częstotliwość f_p pierwszej harmonicznej sprzęgła S	Znamionowa prędkość obrotowa wirnika SGO-8	Znamionowa częstotliwość (nominalna) napięcia wyjściowego SGO-8
[obr/min]	[obr/s] (Hz)	[obr/min]	[ms]	[Hz]	[obr/min]	[Hz]
4000	66,66	1000	60,75	16,46	1049	267
5000	83,33	1234	48,60	20,60	1312	333
6000	100,0	1481	40,50	24,69	1574	400
7000	116,67	1728	34,71	28,81	1837	467
8000	133,33	1975	30,37	32,93	2099	533
9000	150,0	2222	27,00	37,04	2361	600
10000	166,67	2460	24,30	41,15	2624	667



Rys. 40. Zmiany wysokości ΔF prądu od równoległego przesunięcia osi wałów (mimośrodowości połączeń) pomiędzy silnikiem napędowym a wałem wejściowym przekładni TUN-75/R

Tablica 3.21

Zależności pomiędzy wartością przesunięcia wałów sprzęgła a wysokością zbioru charakterystycznego otrzymane eksperymentalnie na stanowisku badawczym LUZES III

Prędkość obrotowa [obr/min]	Wartość równoległego przesunięcia wałów sprzęgła			
	$a = 3,5 \text{ mm}$		$a = 1,7 \text{ mm}$	
	Współrzędne wierzchołka zbioru charakterystycznego	Wysokość zbioru charakterystycznego	Współrzędne wierzchołka zbioru charakterystycznego	Wysokość zbioru charakterystycznego
4000	+ $\Delta F = + 66 \text{ Hz}$ - $\Delta F = - 55 \text{ Hz}$	$\Sigma 121 \text{ Hz}$	+ $\Delta F = + 54 \text{ Hz}$ - $\Delta F = - 38 \text{ Hz}$	$\Sigma 43 \text{ Hz}$
5000	+ $\Delta F = + 100 \text{ Hz}$ - $\Delta F = - 110 \text{ Hz}$	$\Sigma 210 \text{ Hz}$	+ $\Delta F = + 120 \text{ Hz}$ - $\Delta F = - 87 \text{ Hz}$	$\Sigma 207 \text{ Hz}$
6000	+ $\Delta F = + 173 \text{ Hz}$ - $\Delta F = - 179 \text{ Hz}$	$\Sigma 352 \text{ Hz}$	+ $\Delta F = + 150 \text{ Hz}$ - $\Delta F = - 86 \text{ Hz}$	$\Sigma 236 \text{ Hz}$
7000	+ $\Delta F = + 209 \text{ Hz}$ - $\Delta F = - 216 \text{ Hz}$	$\Sigma 425 \text{ Hz}$	+ $\Delta F = + 153 \text{ Hz}$ - $\Delta F = - 150 \text{ Hz}$	$\Sigma 303 \text{ Hz}$
8000	+ $\Delta F = + 373 \text{ Hz}$ - $\Delta F = - 347 \text{ Hz}$	$\Sigma 720 \text{ Hz}$	+ $\Delta F = + 237 \text{ Hz}$ - $\Delta F = - 171 \text{ Hz}$	$\Sigma 308 \text{ Hz}$
9000	+ $\Delta F = + 728 \text{ Hz}$ - $\Delta F = - 671 \text{ Hz}$	$\Sigma 1399 \text{ Hz}$	+ $\Delta F = + 328 \text{ Hz}$ - $\Delta F = - 276 \text{ Hz}$	$\Sigma 604 \text{ Hz}$

Tablica 3.22

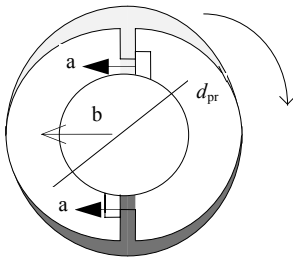
Próba arytmetycznego wyliczenia wartości równoległego przesunięcia osi wałów (mimośrod) pomiędzy silnikiem napędowym a wałem wejściowym przekładni TUN-75/R na podstawie wysokości prążka, przy uwzględnieniu zmierzonej f_{sr}

Prędkość obrotowa wału głównego zespołu napędowego		Wartość mimośrod a [mm] średnica sprzęgła $D_N = 130 \text{ mm}$							
[obr/min]	Hz	zadana (zmierzona mechanicznie) przed uruchomieniem	f_{sr} [Hz]	zmierzona w ruchu/ wyliczona z parametrów elektrycznych		zadana (zmierzona mechanicznie)	f_{sr} [Hz]	zmierzona w ruchu/ wyliczona z parametrów elektrycznych	
4000	66,6	3,5	4110	-----	0,96	1,7	4118	-----	0,34
5000	83,3	3,5	5137	-----	1,33	1,7	5076	-----	1,32
6000	100	3,5	6153	-----	1,85	1,7	6075	-----	1,26
7000	166,6	3,5	7240	1,91	1,91	1,7	7145	-----	1,38
8000	133,3	3,5	8235	-----	2,84	1,7	8137	-----	1,23
9000	150	3,5	9343	4,86	4,86	1,7	9195	-----	2,14
Średnia wartość				2,29 mm				1,2 mm	

Tablica 3.23

Próba arytmetycznego wyliczenia wartości równoległego przesunięcia osi wałów (mimośrod) pomiędzy silnikiem napędowym a wałem wejściowym przekładni TUN-75/R, na podstawie wysokości prążka, przy uwzględnieniu zadanej częstotliwości pulsacji żłbkowej f_z

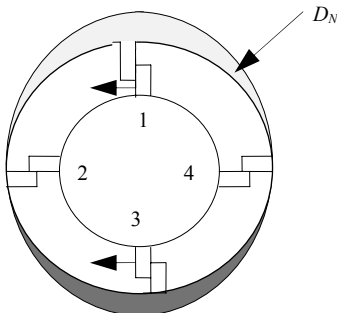
Prędkość obrotowa		f_z	Wartość mimośrodu			
[obr/min]	[obr/s]		zmierzona	obliczona	zmierzona	obliczona
4000	66,7	4268	3,5	0,92	1,7	0,32
5000	83,3	5333	3,5	1,27	1,7	1,26
6000	100	6400	3,5	1,79	1,7	1,20
7000	117	7467	3,5	1,84	1,7	1,32
8000	133	8533	3,5	2,74	1,7	1,17
9000	150	9800	3,5	4,63	1,7	2,00



a – F

b – zwrot siły wypadkowej

Dwukrotnie podczas obrotu [o 2Π] nastąpi „wypychanie” wałka d_{pr} w lewą stronę. Płaszczyzna przyspieszeń i opóźnień przemieszcza się w lewą stronę o kąt 90° i powstaje znów siła „wypychania” wałka w górę itd.



Czterokrotnie podczas pełnego (o 2Π) obrotu tulei napędowej D_N następuje „wypychanie” wałka d_{pr} w lewą stronę.

Rys. 41. Relacje sił występujące na połączeniu wielowypustowym powodujące środkowanie połączenia wielowypustowego

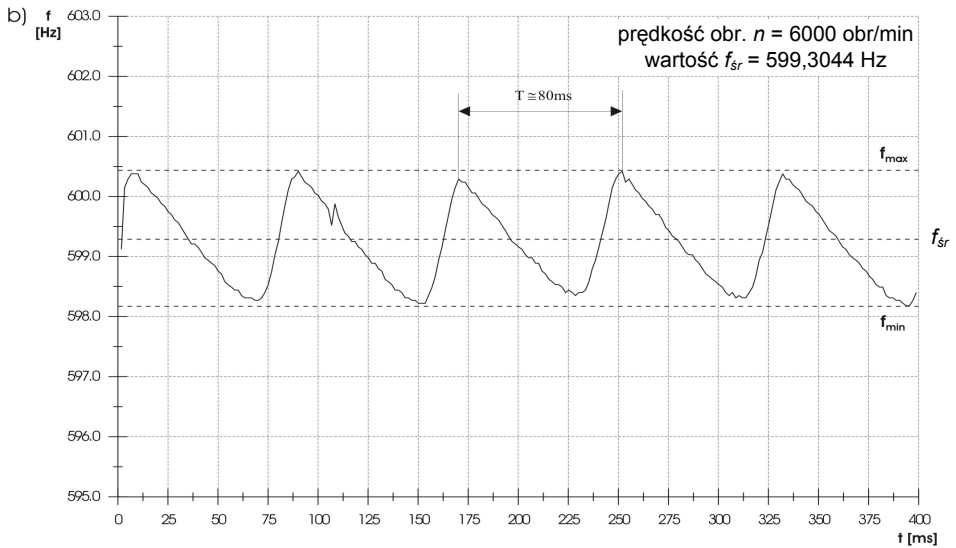
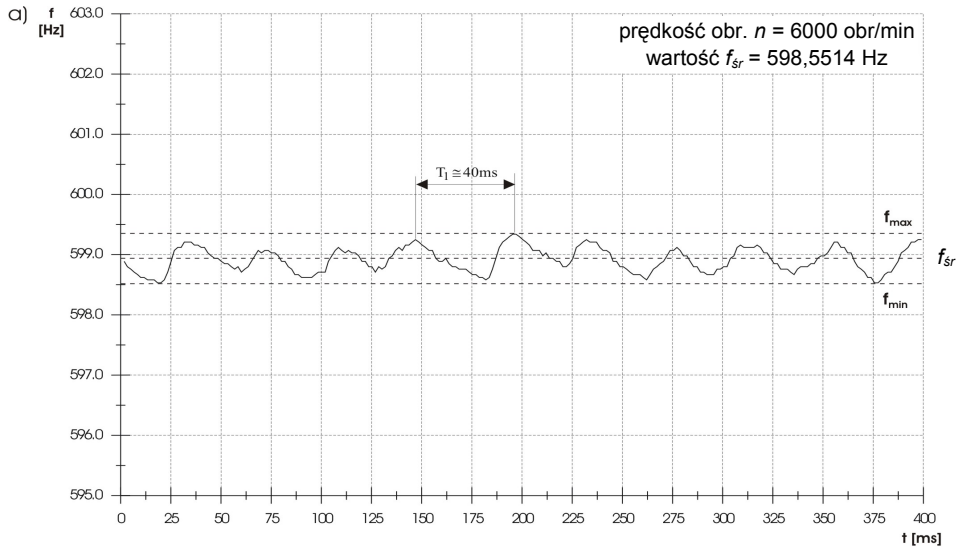
Za granicznie dopuszczalną wartość przekoszenia dla prądnic lotniczych uznaje się [20, 24] przeważnie kąt $\beta \approx 1,5^\circ$. W metodzie FAM-C odwzorowywane są zmiany z rozdzielczością ok. $0,01^\circ$. Stąd nasuwa się wniosek, że metoda ta zapewnia wystarczającą czułość pomiarową w zakresie diagnozowania lub monitorowania wielkości przekoszeń wałków agregatów. Zaobserwowany, na wspomnianym stanowisku LUZES III, błąd nieczułości $0,2^\circ$ jest w wielu zastosowaniach praktycznych również akceptowalny. W dodatku, na opisanym wyżej stanowisku badawczym trudno wyeliminować i zmierzyć w warunkach normalnej pracy wartość a mimośrodowo sprzęgła. Prawdopodobne jest, że błąd nieczułości jest znacznie mniejszy niż $0,2^\circ$.

Stwierdzono zgodność obliczonych zobrazowań przebiegów zmian prędkości obrotowej wirnika prądnicy z wyznaczonymi eksperymentalnie.

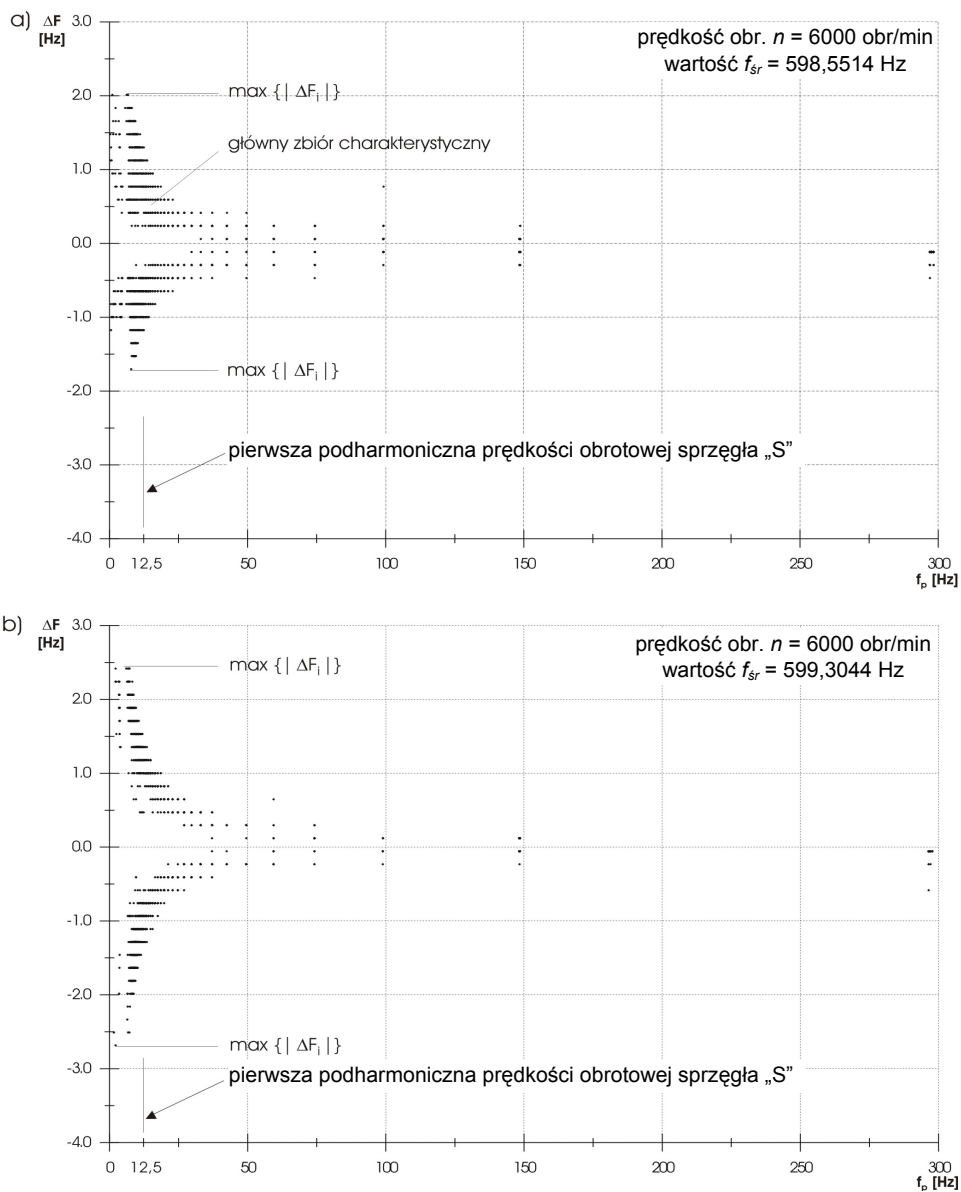
Dla prądnicy prądu stałego zmiany wartości mimośrodowo były także dobrze widoczne na przebiegach $f_i = f(t)$ – wraz ze zwiększaniem wartości a wzrastała wartość amplitudy obwiedni składowej szybkozmiennej. Również wysokość zbiorów charakterystycznych $\Delta F = f(f_p)$ ulega wyraźnej zmianie – zbiory charakterystyczne: o częstotliwości charakterystycznej równej pierwszej harmonicznej uszkodzonego ogniwa oraz o \dot{Z} -ej harmonicznej, zmieniają się wprost proporcjonalnie do wartości mimośrodowo. Po podstawieniu wartości wysokości tego zbioru do wzoru (2.16) otrzymywano wartości mimośrodowo z błędem znacznie większym niż dla prądnicy prądu przemiennego.

Zwiększony poziom błędów wynika z faktu, że dla prądnicy prądu stałego częstotliwość wahań związana ze zmianą mimośrodowo sprzęgła S jest w pobliżu dolnej granicy „okna widzialności” tej prądnicy.

Jednocześnie stwierdzono, że wraz ze wzrostem znamionowej prędkości obrotowej sprzęgła S wartość mimośrodowo ulega zmniejszeniu. Wynika to z faktu, że przy zwiększaniu znamionowej prędkości obrotowej ulegają zwiększeniu siły łącznie na wielowypustach i innych połączeniach mechanicznych – rys. 41. Po wypchnięciu wałka na „nową” pozycję geometryczną powstaje zjawisko stożkowego ruchu wałka. Oś symetrii końcówki wielowypustu w gnieździe napędowym zatacza okrąg. Przy odpowiednio wysokich obrotach (dla GSR-ST-12000WT powyżej 6500 obr/min) powstaje wystarczająco duży „moment precesyjny”, aby wektor pędu wałka prądnicy ustawił go w środku osi obrotu tulei napędowej (moment krętu dąży bowiem zawsze do pokrycia się z wektorem zewnętrznego momentu sił). Zjawiska te powodują znaczne zmniejszenie rzeczywistej wartości mimośrodowo sprzęgła S proporcjonalnie do jego wartości prędkości obrotowej.



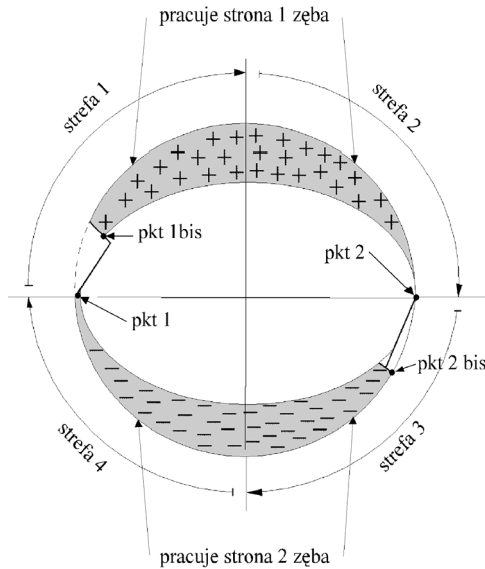
Rys. 42. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej przy zmianach wartości przekoszenia wałów transmisji o kąt: a) $\beta = 0,2^\circ$, b) $\beta = 0,5^\circ$



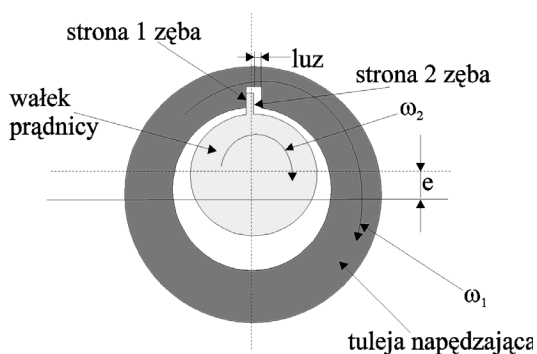
Rys. 43. Zbiory charakterystyczne przy zmianach wartości przekoszenia wałów transmisji o kąt: a) $\beta = 0,2^\circ$, b) $\beta = 0,5$, otrzymane metodą FAM-C z prądnicy prądu przemiennego

3.1.6. Modelowanie mimośrodowości połączeń z luzami; weryfikacja w oparciu o pomiary rzeczywiste

Zaobserwowano, że przebieg zmian częstotliwości napięcia prądnicy w układzie przedstawionym na rys. 36, przy zapewnieniu w sprzęgle kłowym S znacznych luzów obwodowych (luz $5 \div 15$ mm na średnicy mocowania sworznia $\Phi = 80$ mm), jest analogiczny do przedstawionego na rys. 40. Dodatkowo utworzyły się specyficzne podcięcia na zboczach przebiegu.



Rys. 44. Zmiany chwilowej prędkości kątowej wirnika prądnicy przy mimośrodowym połączeniu z osią obrotu napędu przy połączeniu na 1 wypust z luzem



Rys. 45. Przekrój poprzeczny połączenia wałka prądnicy z tuleją napędzającą przy mimośrodowym połączeniu na 1 wypust z luzem

Wzór ogólny na mimośród będzie dokładnie taki sam jak dla połączenia bezluzowego – przebieg $f_i = f(t)$ quasi-sinusoidalny o okresie pierwszej harmonicznej. W odróżnieniu jednak od połączenia bezluzowego, istniejące tu luzy powodują okresowe utraty więzi kinematycznej w ogniwie (rys. 44, odcinek pkt 1÷ pkt 1bis oraz pkt 2). Objawia się to „podcięciem” na narastającej części quasi-sinusoidy oraz zewnętrznym „wygarbieniem” na jej opadającej części. Dla tych odcinków 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 kinematycznej. Na rys. 44 zmiany prędkości wyjściowej ogniwa kinematycznego podzielono na cztery strefy (patrz konstrukcja połączenia wg rys. 45):

Strefa 1 i 2. Jeżeli $\omega_2 = \omega_{2\max}$ ($\omega_2 > \omega_n^2$), następuje rozłączenie strony 1 zęba z tuleją napędową, rozpoczyna się wyhamowywanie wałka prądnicy wraz z jej wirnikiem. Wówczas ruch wirnika prądnicy odbywa się przy braku więzi kinematycznej tulei napędowej z wałkiem prądnicy, może być opisany wzorem (wyprowadzonym w [99]):

$$J_2 \ddot{\vartheta}_2 - D_2 \dot{\vartheta}_2 + \frac{1}{K_s} (\vartheta_1 - \vartheta_2) = M_t \quad (3.2)$$

gdzie: J_2 – moment bezwładności elementów pomiędzy rozpatrywanym ogniwem z mimośrodem a wirnikiem prądnicy łącznie,

D_2 – współczynnik tłumienia lepkiego ww. elementów,

K_s – 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 równania różniczkowego będzie funkcja prędkości kątowej $\dot{\vartheta}_2(t)$ wykładniczo opadająca – na przebiegu $f_i = f(t)$ powstaje „podcięcie”. Następnie w pkt 2bis (rys. 44) następuje uderzenie strony 1 zęba połączone z oscylacjami wałka prądnicy i wirnika: tuleja napędowa zaczyna wyhamowywać ruch obrotowy wałka prądnicy. Wówczas ruch wirnika prądnicy może być opisany wzorem dwóch równań różniczkowych (wyprowadzonych w [99]):

$$\begin{cases} J_1 \ddot{\vartheta}_1 + D_1 \dot{\vartheta}_1 + \frac{1}{K_s} (\vartheta_1 - \vartheta_2) = M_0 & (3.3) \\ J_2 \ddot{\vartheta}_2 + D_2 \dot{\vartheta}_2 + \frac{1}{K_s} (\vartheta_2 - \vartheta_1) = M_t & (3.4) \end{cases}$$

² Ząb wypustu wałka prądnicy w górnym położeniu – rys. 45.

gdzie dodatkowo:

D_1 – współczynnik tłumienia lepkiego napędu od silnika do rozpatrywanego ogniwa z mimośrodem,

J_1 – wypadkowy moment bezwładności wirnika silnika napędowego i innych elementów napędu między silnikiem a rozpatrywanym ogniwem z mimośrodem,

M_0 – moment napędowy silnika.

Rozwiązaniem tego układu równań różniczkowych ((3.3) i (3.4)) jest funkcja prędkości $\dot{\vartheta}_2(t)$ wykładniczo rosnąca, z nałożonymi gasnącymi oscylacjami. Objawia się to zewnętrznym „wygarbieniem” przebiegu $f_i = f(t)$ na zewnętrznej części quasi-sinusoidy.

Strefa 3. Występuje tu zależność: $\omega_2 < \omega_n$ oraz ω_2 jest malejąca. W pkt 2 rozpoczyna się wyhamowywanie wałka prądnicy wraz z jej wirnikiem; w pkt 2bis natomiast następuje przypór (o wzrastającej sile) strony 2 zęba wałka prądnicy do tulei napędzającej.

Strefa 4. Tutaj występuje zależność: $\omega_2 < \omega_n$ oraz ω_2 jest rosnąca. Przebieg częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$ ma kształt quasi-sinusoidalny o okresie pierwszej harmonicznej. Pracuje strona 2 zęba z tuleją napędową, lecz ze zmniejszającą się siłą przyporu.

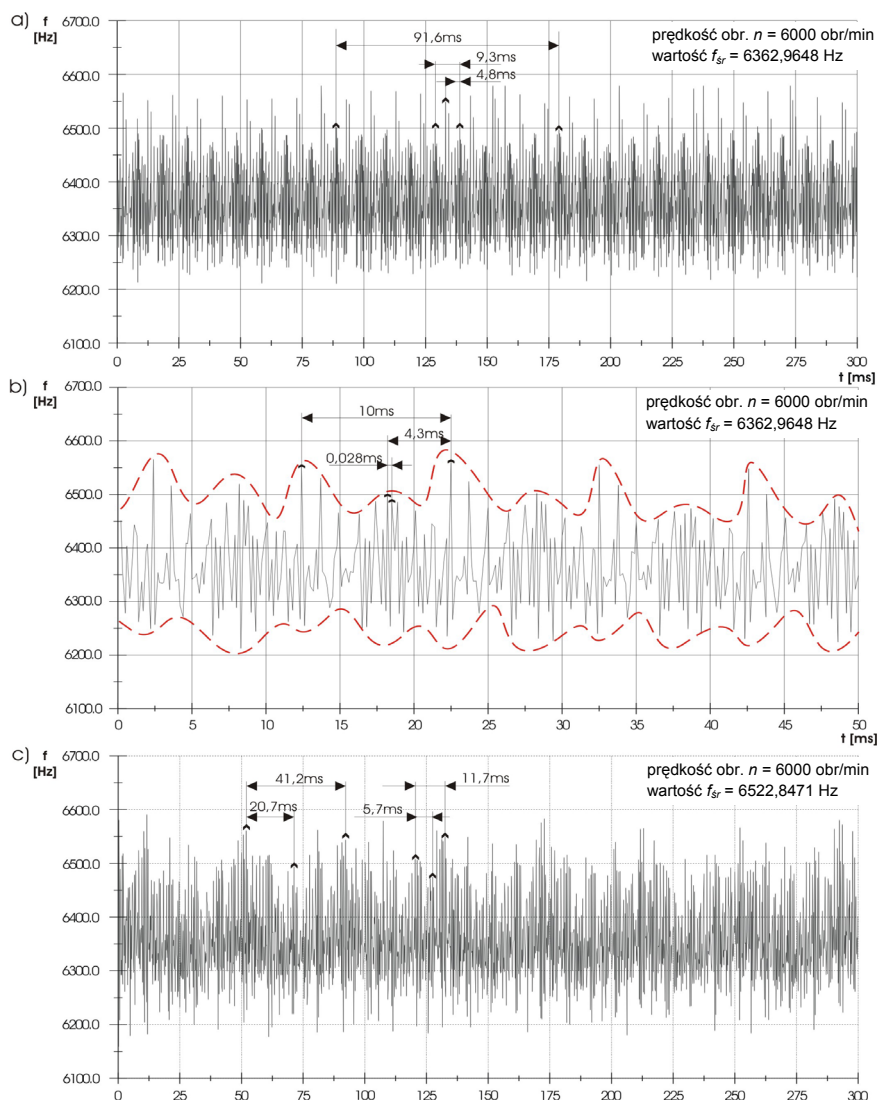
Z kolei, jak wykazano w [49], proporcjonalnie zmienia się także modulacja częstotliwości. Odpowiednio również kształtują się zmiany rozkładu punktów zbioru charakterystycznego na płaszczyźnie $(f_p, \Delta F)$. Tak więc ze wzrostem mimośrodowości rośnie wysokość prążka charakterystycznego oraz zmniejsza się (od 90°), kąt jego pochylenia w stosunku do osi f_p . Punkt przecięcia z osią f_p następuje dla $f_p = \frac{n}{60}$, tj.

dla pierwszej harmonicznej ($h = 1$) częstotliwości prędkości obrotowej danego ogniwa kinematycznego (tu: połączenia dwóch wałów za pomocą sprzęgła S).

3.1.7. Luzy międzyzębne przekładni zębatej TUN-75/R i ich zobrazowania przy pomocy metody FDM-A

Dla zespołu napędowego przedstawionego na rys. 36 wykonano doświadczenie polegające na podszlifowaniu płaszczyzny przyporu dwóch kolejnych zębów koła zębatego (łączna liczba zębów tego koła $z = 126$) o 10% i 30% wartości modułu. Przed podszlifowaniem przebieg $f_i = f(t)$ wykazywał równomierne pulsacje prędkości kątowej o okresie równym okresowi przemieszczania się jednej podziałki międzyzębnej. Po podszlifowaniu, po każdych 124 takich wahaniach pojawiają się dwa wahnięcia o wyraźnie podwyższonej amplitudzie – rys. 46. Podobnie jak w przypadku sprzęgła kłowego ze zwiększonymi luzami obwodowymi, impulsy przy zwiększaniu

luzów międzyzębnymi wynikają z wyhamowywania biernego koła zębatego w czasie przerywania więzi kinematycznej, czyli w czasie wybierania luzów. Po ponownym nawiązaniu więzi kinematycznej następuje silne uderzenie powierzchni przyporu koła napędzanego przez powierzchnię przyporu koła napędzającego – obrazowany w metodzie FAM-C jako impuls o zwiększonej amplitudzie.



Rys. 46. Przebiegi zmian częstotliwości chwilowej otrzymane metodą FDM-A z prądnicy prądu stałego przy przekoszeniu wałów transmisji o kąt: a) $\beta = 0,2^\circ$, b) $\beta = 0,2^\circ$ po powiększeniu skali, c) $\beta = 0,5$

Oprócz procesów szybkozmiennych (rys. 46a i c) informujących o wielkości luzów międzyzębnych, można zaobserwować składową wolnozmienną (rys. 46b) w postaci obwiedni. W obwiedni tej zakodowane są zmiany przekoszenia lub przesunięcia mimośrodowego sprzęgła kłowego S. Dla kąta przekoszenia $\beta \approx 0,2^\circ$ obwiednia ma częstotliwość pierwszej harmonicznej – przewagę uzyskującą zmodulowania od mimośradowości sprzęgła S. Przy zwiększeniu przekoszenia do $\beta \approx 0,5^\circ$ okres wahań obwiedni dwukrotnie się wydłuża – następuje nakładanie się zjawisk zmodulowań prędkości obrotowej.

3.2. Badanie silowni okrętowych

3.2.1. Opis obiektu badań i możliwości jego diagnozowania

Aktualnie zespoły napędowe promów pasażerskich pływające po Bałtyku są wyposażone w silniki o zapłonie samoistnym (silniki Diesla) – rys. 47. Pomimo że silniki te zostały wynalezione ponad sto lat temu (1893 r.), to dla statków i okrętów, a także w motoryzacji są szeroko stosowane, gdyż charakteryzują się licznymi zaletami:

- a) stosunkowo niskim zużyciem paliwa,
- b) dużym poziomem niezawodności pracy,
- c) długimi przebiegami międzynaправczymi,
- d) wysoką wartością momentu obrotowego.

Do wad tych silników zalicza się:

- a) większe koszty produkcji, w porównaniu z silnikami benzynowymi,
- b) większą masę silnika,
- c) ograniczoną maksymalną prędkość obrotową spowodowaną zwłoką zapłonu.

Od 1910 r. datuje się zastosowanie tych silników w okrętownictwie, od 1923 w maszynach rolniczych, a od 1936 w motoryzacji. Ogólnie biorąc, im większe gabaryty silników wysokoprężnych, tym mniejsze prędkości znamionowe wałów głównych:

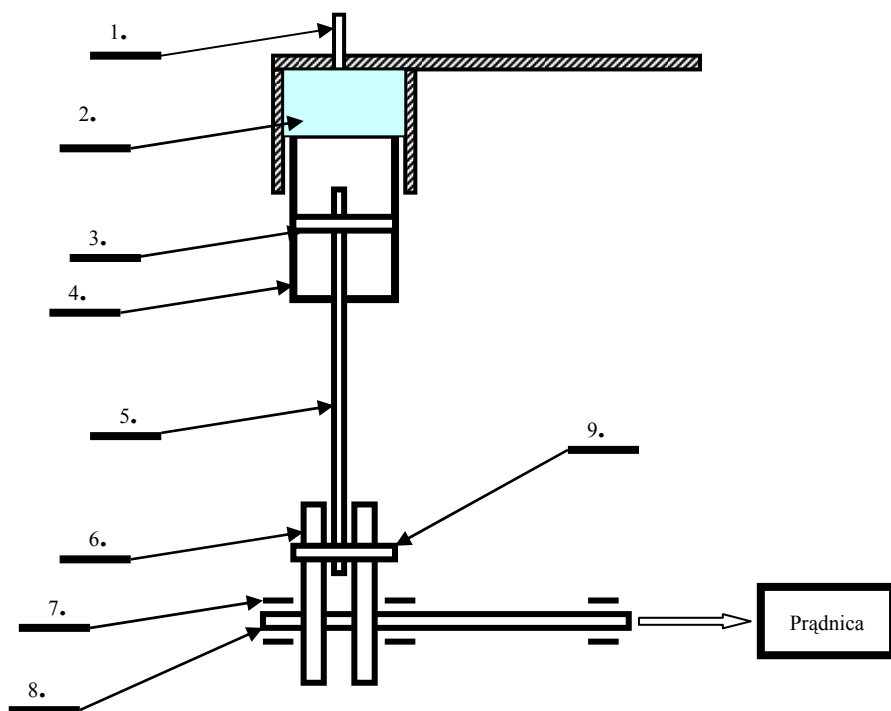
- silniki okrętowe 300÷800 obr/min,
- silniki pojazdów szynowych 700÷1100 obr/min,
- silniki samochodowe 900÷1200 obr/min.

W przypadku metody FAM-C niski poziom znamionowej prędkości obrotowej jest korzystny. Prądnice mają bowiem ściśle określone wartości znamionowej prędkości obrotowej, znacznie wyższe niż wartości prędkości znamionowej silników Diesla. W związku z tym konstruktorzy są zmuszeni stosować znaczne

przełożenia, co zwiększa wartość współczynnika krotności k_r , a więc rozdzielczość i czułość metody. Jednocześnie niespodziewana awaria silnika, zwłaszcza w dużych obiektach, może spowodować znaczne straty ekonomiczne. Dlatego stosowanie tanich, nieingerencyjnych metod diagnozowania byłoby uzasadnione, a nawet niezbędne.

Sposób pracy silnika o zapłonie samoistnym jest analogiczny do pracy silnika o zapłonie iskrowym, charakteryzuje się jednak znacznie większym ciśnieniem roboczym. Stąd też na jego elementy działają odpowiednio większe obciążenia. Najczęstszymi wadami tych silników (rys. 47) spotykanymi w eksploatacji są:

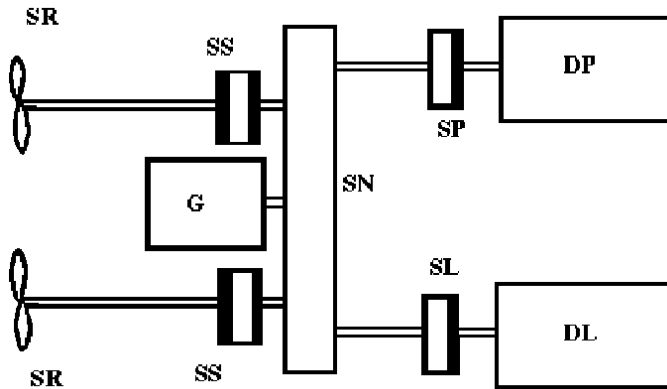
- nierównomierność wtrysku czynnika roboczego,
- nadmierne luzy pomiędzy sworzniem tłokowym a tłokiem,
- nadmierne ugięcie korbowodu,
- niewyważenie dynamiczne zespołu ruchomego,
- nadmierne luzy w panewkach łożysk ślizgowych wału głównego,
- nadmierne luzy sworznia stopy korbowodu.



Rys. 47. Uproszczony rysunek poglądowy silnika o zapłonie samoistnym: 1 – końcówka pompy wtryskowej, 2 – medium robocze (sprężone powietrze), 3 – sworzień tłokowy, 4 – tłok, 5 – korbowód, 6 – przeciwwaga, 7 – panewka łożyska ślizgowego wału głównego, 8 – wał główny, 9 – sworzień stopy korbowodu

W celu zwiększenia bezpieczeństwa stosuje się dwa jednakowe silniki napędzające na jedną przekładnię (rys. 48, szczegóły DP, DL). Silniki te przekazują moc na wspólną przekładnię SN. Z uwagi na indywidualne pulsacje prędkości kątowej silników łączy się wyjścia ich wałów z przekładnią za pomocą sprzęgieł podatnych (rys. 48, szczegóły SP, SL). Przekładnia SN rozdziela moc na:

- prądnicę G,
- śruby napędowe SR poprzez sprzęgła podatne SS.



Rys. 48. Schemat blokowy siłowni okrętowej: G – generator – prądnicza wałowa; 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)

Ten system rozdziału energii mechanicznej kryje w sobie wiele zagrożeń powstających w czasie montażu lub eksploatacji. Do najczęściej spotykanych należy zaliczyć:

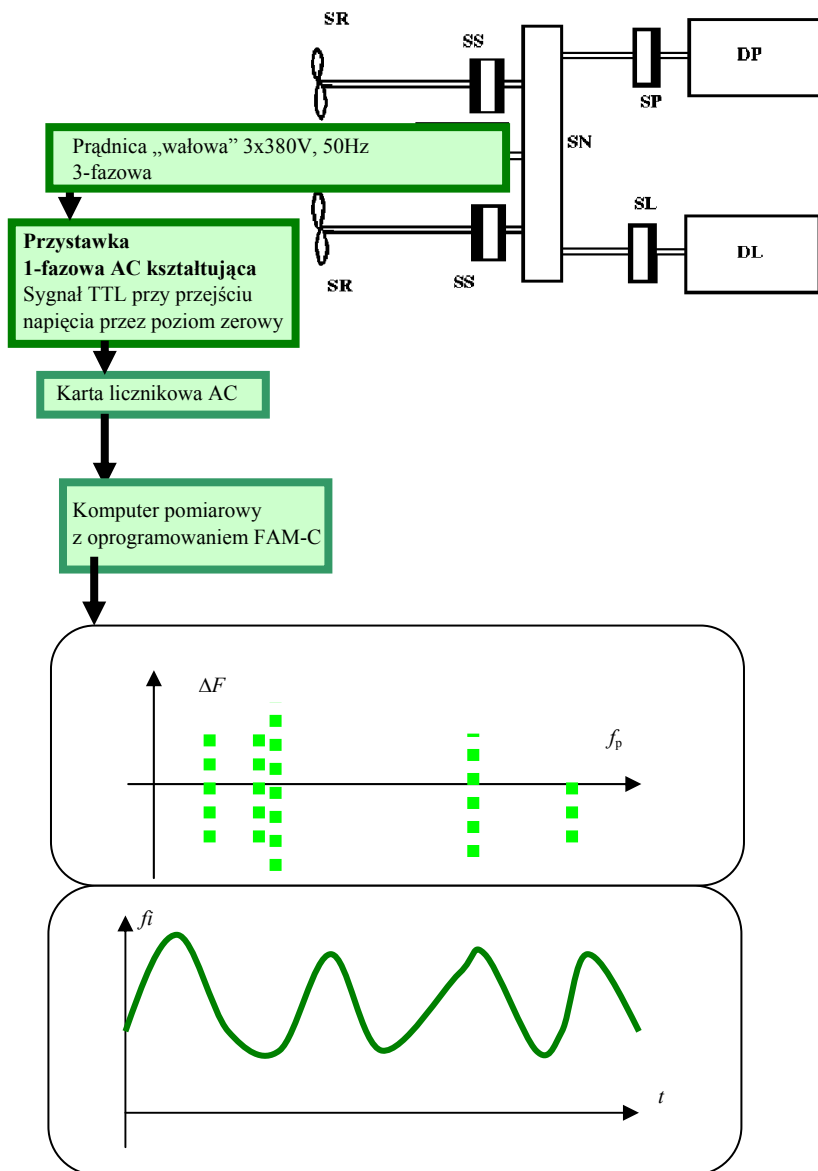
- brak synchronizacji znamionowych prędkości obrotowych wałów wyjściowych silników pomiędzy sobą,
- wady geometrii montażu sprzęgieł podatnych,
- uszkodzenia wewnętrzne przekładni: zwiększenie luzów międzyzębnych lub wykruszenie zębów, przekoszenie osi wirowania koła zębatego,
- nadmierne naprężenia skrętne wałów, powodujące ich pękanie.

Wszystkie wymienione wady mogą być monitorowane metodą FAM-C.

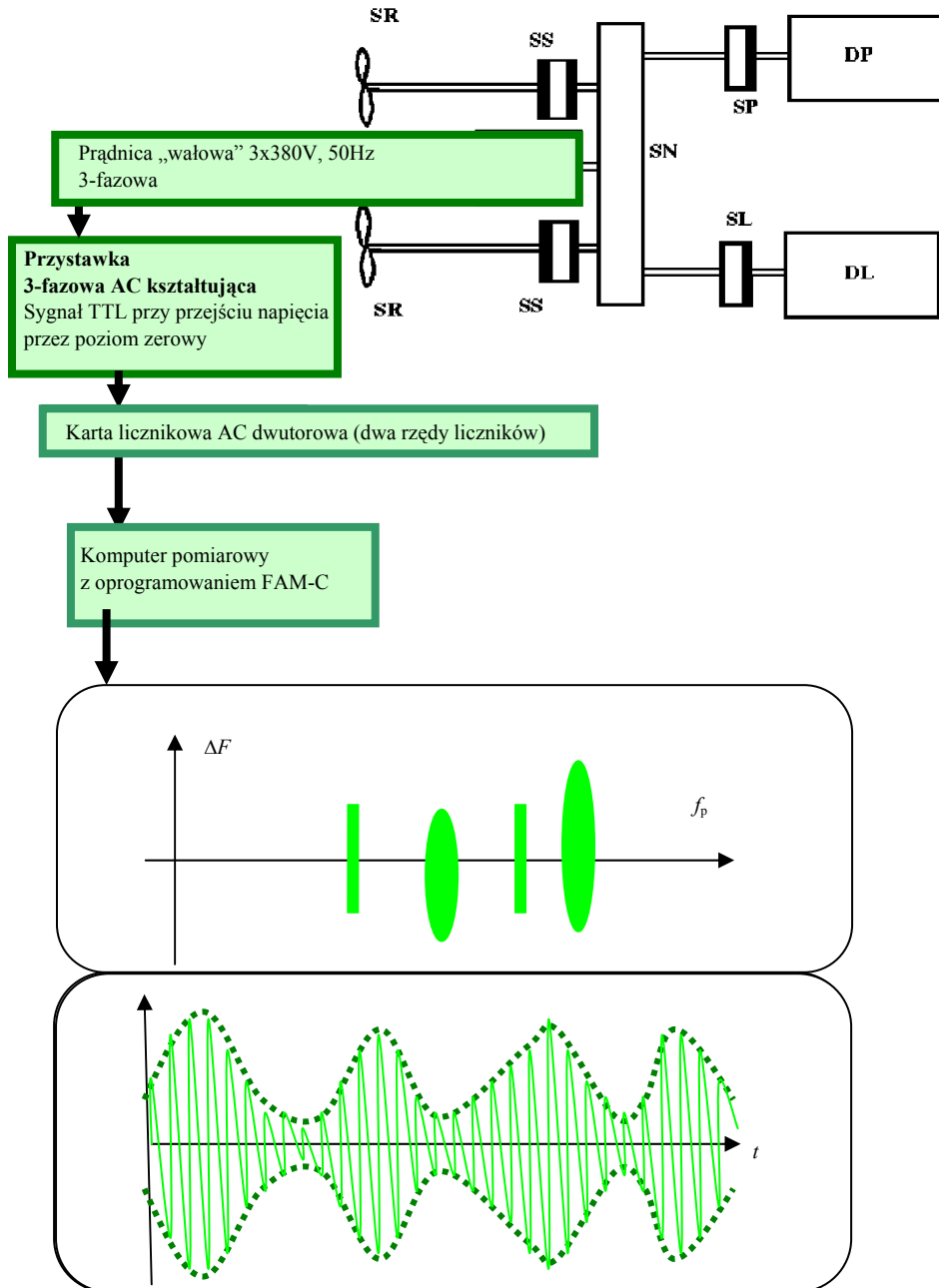
3.2.2. Opis układu pomiarowego do badania zespołów okrętowych

Aktualnie na pokładach promów morskich stosowane są tylko prądnice prądu przemiennego. Nie stosuje się prądnic prądu stałego z uwagi na groźniejsze

skutki w przypadku porażenia ludzi. W związku z tym do badania stanu technicznego zespołów napędowych siłowni okrętowej zastosowano tylko metodę FAM-C. Stosowano zarówno pomiar jednofazowy (rys. 49), jak i trójfazowy (rys. 50).



Rys. 49. Sposób pozyskiwania sygnału diagnostycznego z badanego okrętowego zespołu napędowego z silnikami o zapłonie samoistnym przy pomocy metody FAM-C jednofazowo



Rys. 50. Sposób pozyskiwania sygnału diagnostycznego z badanego okrętowego zespołu napędowego z silnikami o zapłonie samoistnym przy pomocy metody FAM-C trójfazowo

3.2.3. Pomiary jednofazowe – diagnozowanie metodą FAM-C siłowni promu Polonia

W 1998 r. dokonano pierwszych pomiarów na promie Polonia [41]. Schemat kinematyczny maszynowni przedstawiono na rys. 48, zaś parametry zestawiono w tablicy 3.24. Zgodnie z kryterium „próbkiowania”, uznano za metrycznie możliwe pomiary wartości mimośrodowości oraz skoszenia sprzęgieł głównych (SP, SL – rys. 48) oraz sprzęgła wału śruby (oznaczenie „SS” – rys. 48). Pomiary wykonano metodą FAM-C i zobrazowano je w postaci zbiorów charakterystycznych (rys. 51). Na podstawie danych opisowych maszynowni możliwe było wyznaczenie częstotliwości procesu f_p i innych parametrów niektórych wad – zestawiono je w tablicach 3.24÷3.26.

Tablica 3.24

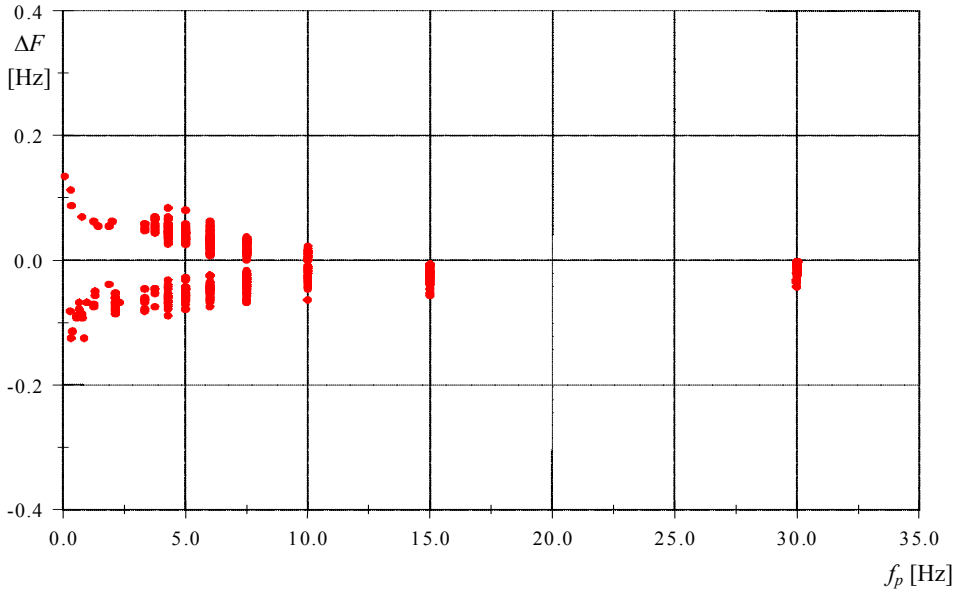
Wartości wybranych parametrów dla niektórych podzespołów promu Polonia

Charakter wady – parametry Nazwa podzespołu	Wada mimośrodowości				Wada skoszenia		
	n	f_p	T	k_r	f_p	T	k_r
	[obr/min]	[Hz]	[s]	-	[Hz]	[s]	-
Wał prądniczy	1200	20	0,05	3	40	0,025	1,5
Wał główny silnika napędowego	600	10,0	0,10	12	20,0	0,050	6
Wał śruby napędowej	140	2,3	0,43	12	4,7	0,214	6
Pulsacje od (4) łopat śruby	560	9,3	0,11	3	18,7	0,054	1,5
Pulsacje od (6) cylindrów	3600	60	0,02	2	120	0,008	1

Tablica 3.25

Wybrane dane konstrukcyjne promu Polonia

Nazwa podzespołu	f_{NG}	T_G	i
	[Hz]	[s]	-
Wał prądniczy	60	0,01667	1,00
Wał główny silnika napędowego	60	0,01667	2,00
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	2,00



Rys. 51. Zbiory charakterystyczne głównego zespołu napędowego promu Polonia otrzymane metodą FAM-C – pomiar jednofazowy

Jak wynika z badań laboratoryjnych wykonanych w ITWL, ustawione wstępnie (bez pracy zespołu napędowego) wartości mimośrodowości lub skoszenia wałów w czasie pracy zespołu napędowego, na skutek sił dynamicznych oraz luzów, ulegają zmniejszeniu [51] – osie wirujące złączone sprzęgłem mają tendencję do ustawienia się wzdłuż jednej wspólnej osi symetrii.

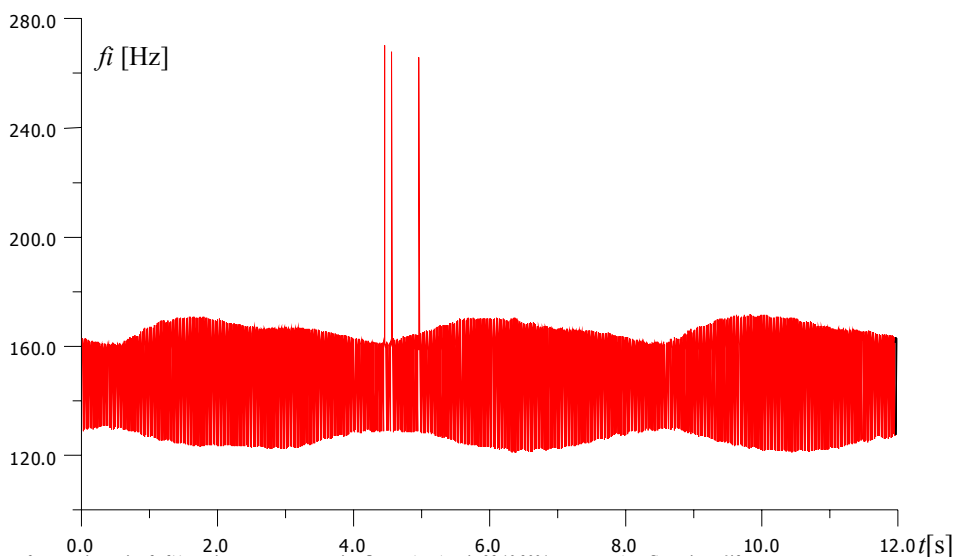
Tablica 3.26

Wartości parametrów wad sprzęgieł promu Polonia

Nazwa podzespołu	Wartość mimośrodu a	Wartość skoszenia β
	[mm]	[°]
Sprzęgło lewego silnika	0,195	0,017
Sprzęgło śruby	0,602	0,011

3.2.4. Pomiary trójfazowe – diagnozowanie metodą FAM-C siłowni promu Pomerania

Dokonano pomiarów trójfazowych [54] zespołu maszynowni podczas różnych warunków jej obciążenia w czasie typowego rejsu – rys. 52÷54.



Rys. 52. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej głównego zespołu napędowego promu Pomerania – pomiar trójfazowy

Stwierdzono, że jest możliwość obserwowania pulsacji prędkości kątowej wywołanych pracą poszczególnych tłoków w cylindrach (współczynnik krotności okresów $k_r = 9,6$). Zbyt małe doświadczenie zespołu badawczego ITWL w dziedzinie diagnozowania silników o zapłonie samoistnym nakazywało ostrożność w formułowaniu wniosków diagnostycznych wynikających z obserwowanych przebiegów – nie wykonano więc zobrazowań w postaci zbiorów charakterystycznych. Zwrócono uwagę, że zaobserwowane przebiegi $f_i = f(t)$ są podobne do opisanych w literaturze z dziedziny eksploatacji silników wysokoprężnych. Jako przykład może służyć przebieg (ukazany na rys. 53) jednego z silników głównych obciążony mechanicznie śrubą napędową. Pulsacje są tu równomierne, charakterystyczne dla poprawnej pracy. Czasami jednak pojawia się wyskok wartości szczytowej pulsacji, co może świadczyć o zwiększonej dawce wtrysniętego paliwa do jednego z cylindrów.

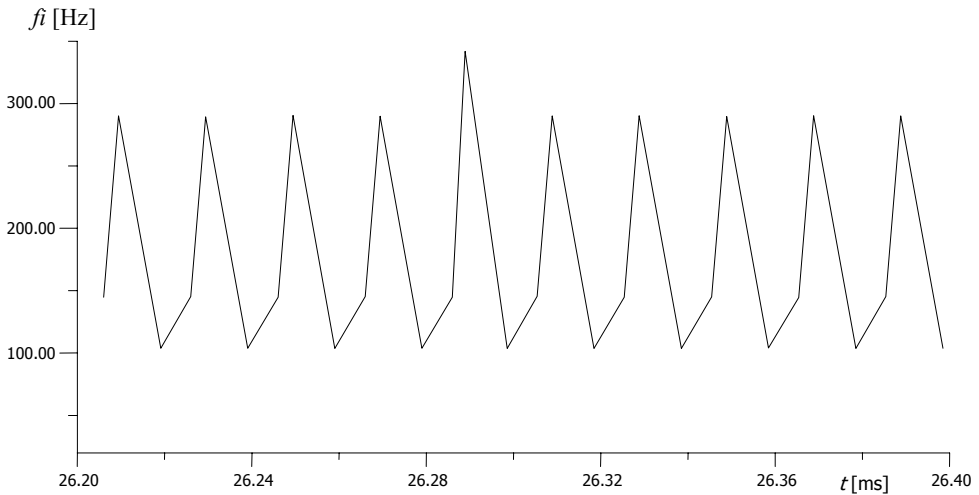
Inny przebieg (rys. 54) wartości chwilowej częstotliwości zaobserwowano za pomocą prądnicy-przetwornika z rezerwowego agregatu prądotwórczego. Miał on mniejszą moc niż silnik główny i nie był, praktycznie biorąc, obciążony mechanicznie – stąd amplituda pulsacji jest znacznie mniejsza.

Zbocze opadające odzwierciedla suw sprężania, ma więc dwa etapy:

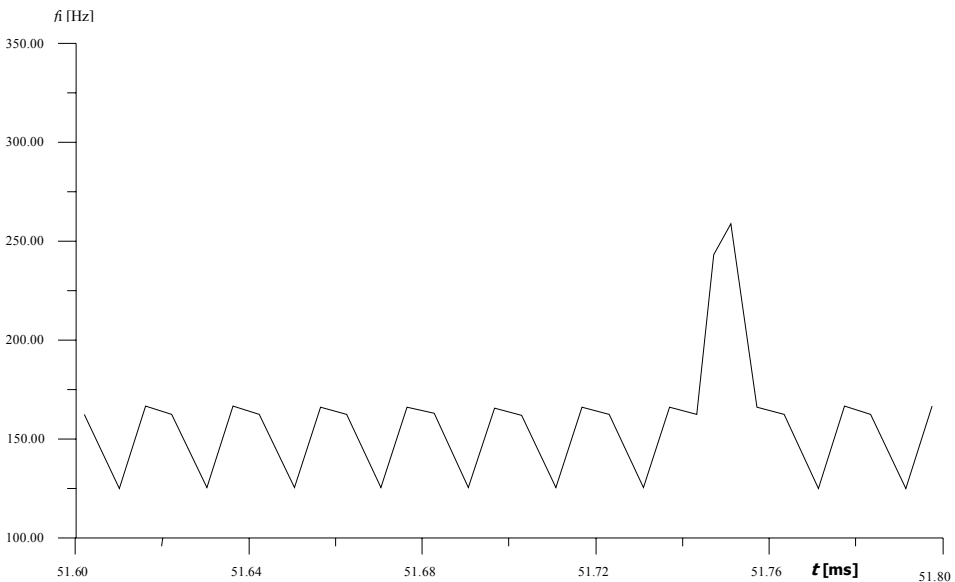
- 1) związany prawdopodobnie z wybieraniem luzów lub odkształceń korbowodu,
- 2) sprężanie po wybraniu luzów.

W jednym przypadku na początku drugiego etapu sprężania nastąpił przedwczesny samozapłon, który wytworzył dodatkowy chwilowy moment obro-

towy. W pewnej chwili zsumował się on z momentem obrotowym innego cylindra z prawidłowo wytworzonym zapłonem – wartość szczytowa prędkości kątowej wału silnika wysokoprężnego wzrosła o 70% w stosunku do wartości szczytowej występującej w warunkach normalnego zapłonu.



Rys. 53. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej głównego zespołu napędowego promu. Pomiernia metodą FAM-C, pomiar trójfazowy, powiększenie.



Rys. 54. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej rezerwowego agregatu prądowórczego

3.2.5. Osiągnięcia i przyszłość metody FAM-C w testowaniu silowni okrętowych

Dzięki zastosowaniu metody FAM-C możliwe jest wcześniejsze wykrywanie defektu podzespołu, zanim stanie się on groźny dla całości zespołu napędowego. Jeżeli obiekt został dobrze zbadany, to można za pomocą oryginalnych algorytmów stosowanych w metodzie FAM-C tworzyć zobrazowania w postaci zbiorów charakterystycznych, ustalić pasma dla poszczególnych wad ogniów kinematycznych oraz poziomy diagnostyczne dla każdego z nich.

Dla mniej znanych obiektów należy korzystać z przebiegów zmian wartości chwilowych częstotliwości. Doświadczony diagnosta na podstawie skojarzeń ze zjawiskami dotyczącymi innych obiektów potrafi wiele powiedzieć o prawdopodobnych usterkach nieznanego wcześniej typu obiektu.

Na zakończenie warto zwrócić uwagę na nieomawiane wcześniej zjawisko przesuwania się okna widzialności przy znacznej zmianie współczynnika krotności okresów k_r (wyrażonego wzorami (2.4) i (2.5)). Następuje wówczas wzrost widzialności przebiegów szybkozmiennych i brak widzialności przebiegów wolnozmiennych. Przykładem mogą być obserwacje przebiegów wolnozmiennych dokonane na promie Polonia i Pomerania. Obie maszynownie mają zbliżone parametry oraz częstotliwości drgań własnych podzespołów mechanicznych. Na Polonii prowadzono pomiary jednofazowe, na Pomeranii natomiast trójfazowe, a więc wartość parametru k_r różni się trzykrotnie. Dla promu Polonia, czyli dla pomiaru jednofazowego, składowa wolnozmienna niesie informacje diagnostyczne m.in. o mimośrodowości sprzęgieł zespołu napędowego. Dla promu Pomerania, czyli dla pomiaru trójfazowego, składowa wolnozmienna staje się obwiednią sygnału szybkozmiennego (rys. 52). Składowa szybkozmienna niesie sygnał diagnostyczny m.in. o parametrach ruchu zespołu korbowo-tłokowego.

Metoda FAM-C, zdaniem autora, oferuje dużo niewyczerpanych jeszcze możliwości, szczególnie dla silników wysokoprężnych. Silnik wysokoprężny ma bowiem wyjątkowo niski poziom znamionowej prędkości obrotowej w stosunku do prędkości obrotowej wirnika sprzężonej z nim prądnicy. W związku z tym osiąga się znaczne wartości współczynnika krotności obserwowanych procesów mechanicznych w tych silnikach. I tak np. można monitorować przebiegi kątów skręcenia wałów napędowych, wówczas niezbędne są zsynchronizowane pomiary na dwóch prądnicach jednocześnie. Oczywiście każda z prądnic powinna odbierać moc mechaniczną z innego końca danego wału. Monitorując z kolei pulsacje wartości kąta skręcenia, można będzie wnioskować o prawdopodobieństwie powstania pęknięć zmęczeniowych. Obserwując

fazę i częstotliwość skręceń, można będzie stwierdzać rozpoczęcie powstawania takich pęknięć bez konieczności wyłączania zespołu napędowego i nadzorować w sposób ciągły jego eksploatację, aż do momentu, kiedy pęknięcia staną się niebezpieczne.

Inną możliwością jest tworzenie obrazów wad we współrzędnych biegunowych dla poszczególnych elementów wirujących. Obraz taki zsynchronizowany z geometrycznym położeniem elementu powinien pomóc w skutecznej korekcie wady np. mimośrodowości sprzęgła przez mechanika. Taka precyzyjna korekta kierunku i wartości może być szczególnie istotna dla wielkogabarytowych obiektów mechanicznych, jak okrętowe zespoły napędowe. Każda taka korekta to kosztowne przedsięwzięcie logistyczne.

Podsumowując, metoda FAM-C jest szybka, precyzyjna, tania, bezpieczna dla diagnosty i nie zakłóca pracy obiektu. Kryje w sobie wiele, niewykorzystanych jeszcze do końca, właściwości i możliwości diagnostycznych.

3.3. Badanie przetwornic elektromaszynowych

Przetwornica elektromaszynowa przeznaczona jest do przetwarzania prądu stałego o napięciu 27 V na prąd zmienny: jednofazowy 1×115 V, 400 Hz, trójfazowy o napięciu międzyprzewodowym 36 V i częstotliwości 400 Hz albo napięciu lub częstotliwości specjalnej. W celu zapewnienia stabilizacji napięcia wyjściowego i częstotliwości montowana jest tzw. skrzynka regulacji.

W nowszych rozwiązaniach konstrukcyjnych zdecydowanie odchodzi się od stosowania przetwornic elektromaszynowych z uwagi na ich niską sprawność energetyczną, znaczny ciężar w stosunku do przetwarzanego poziomu mocy znamionowej i znaczny poziom hałasu. Jednakże na starszych typach statków powietrznych jest ona nadal stosowana.

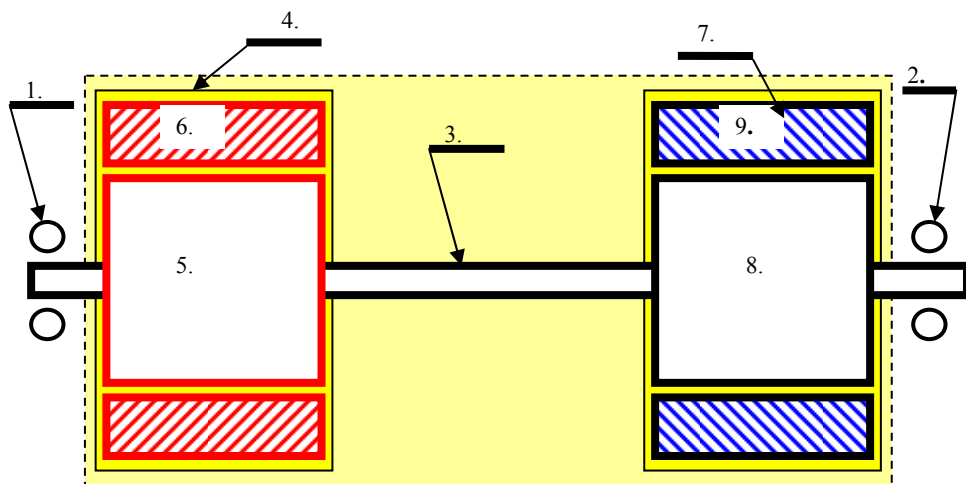
Przetwornica elektromaszynowa (rys. 55) stanowi zespół dwóch maszyn elektrycznych na jednym wale:

- a) szeregowo-bocznikowego, obcowzbudnego silnika prądu stałego,
- b) prądnicy synchronicznej.

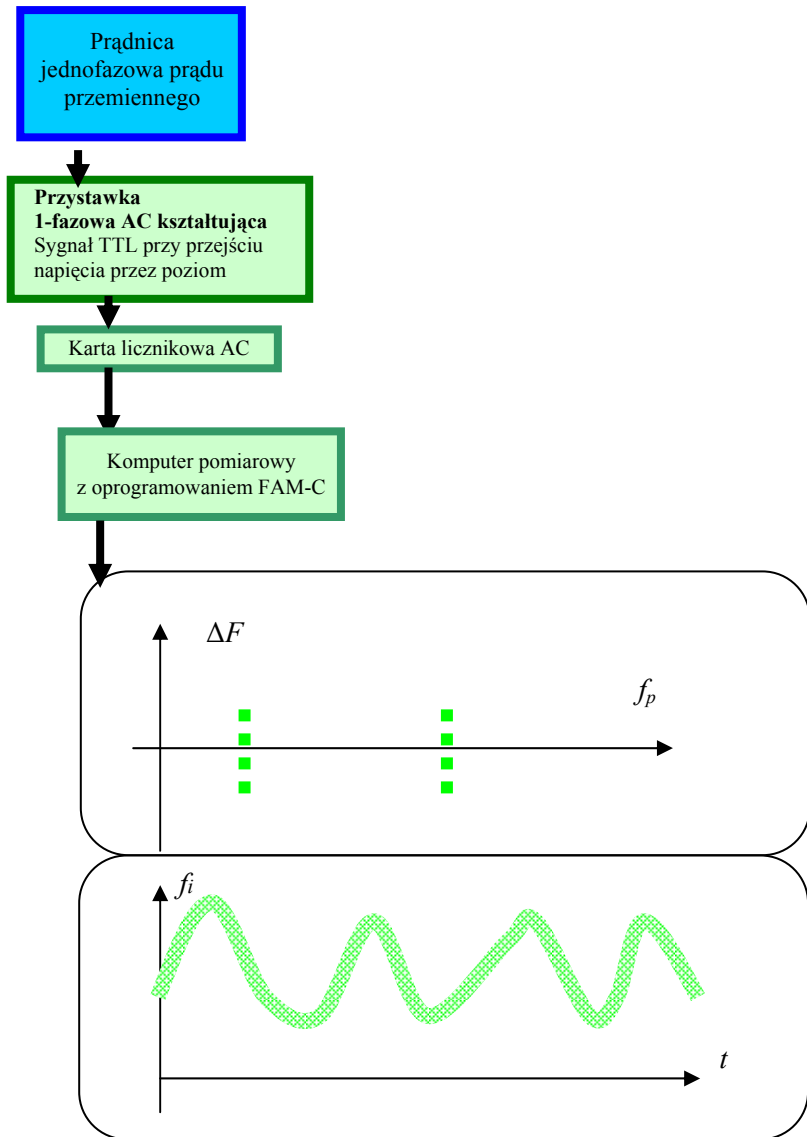
Prostota mechaniczna konstrukcji przetwornicy umożliwia łatwą identyfikację uszkodzeń elementów mechanicznych podczas monitorowania metodą FAM-C.

Badania prowadzono metodą FAM-C. Stosowano metodę jednofazową ze zliczaniem pełnookresowym (rys. 56) oraz metodę trójfazową ze zliczaniem półokresowym (rys. 57). Przy zastosowaniu metody FAM-C trójfazowej współczyn-

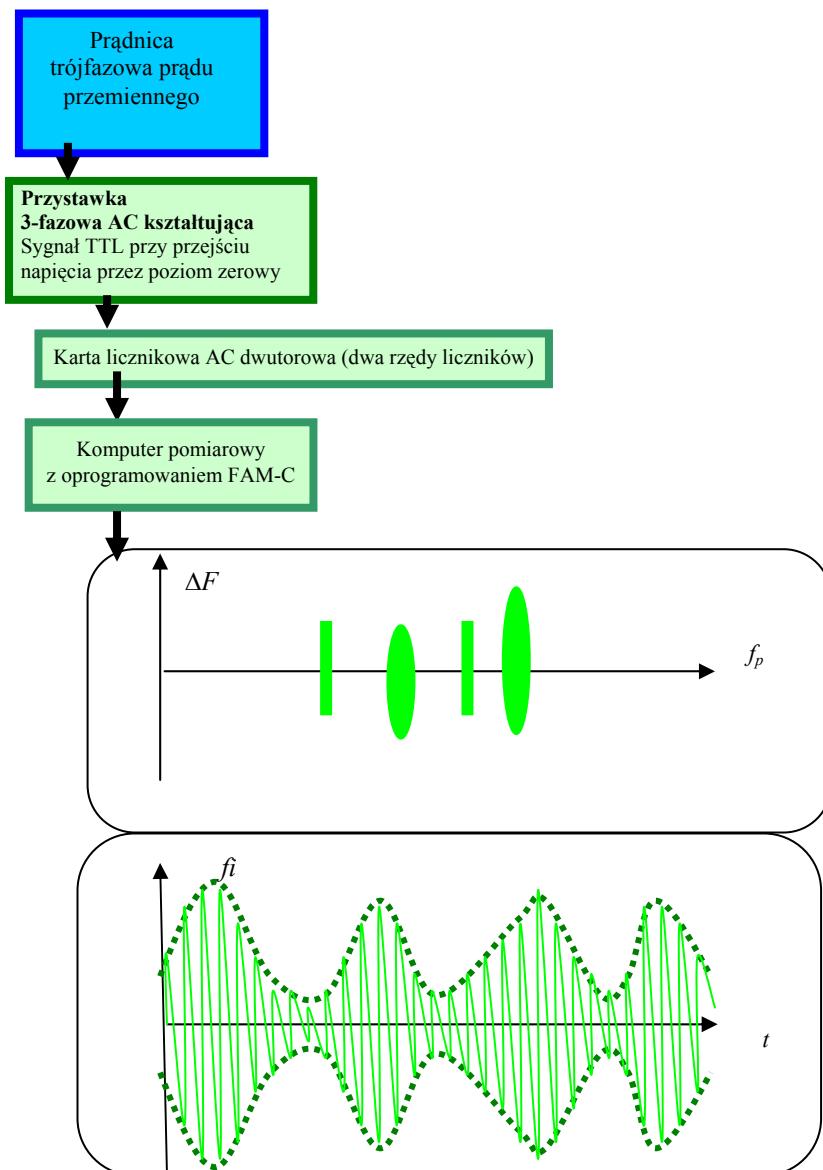
nik krotności k_r był sześciokrotnie większy niż w przypadku zastosowania FAM-C jednofazowej. W związku z tym w metodzie trójfazowej widoczne są przebiegi szybkozmiennne, niewidoczne dla metody jednofazowej. Składowa wolnozmienna w metodzie jednofazowej (przebieg $f_i = f(t)$ – rys. 56) staje się obwiednią szybkozmienną przebiegu $f_i = f(t)$ dla składowej szybkozmiennnej (rys. 57) w pomiarze trójfazowym.



Rys. 55. Przetwornica elektromaszynowa jako obiekt mechaniczny: 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 prądnicy prądu przemiennego, 9 – stojan prądnicy prądu przemiennego



Rys. 56. Sposób pozyskiwania sygnału diagnostycznego z badanej przetwornicy metodą FAM-C jednofazowo



Rys. 57. Sposób pozyskiwania sygnału diagnostycznego z badanej przetwornicy metodą FAM-C trójfazowo

3.3.1. Związek pomiędzy zużyciem pary kinematycznej a chwilową prędkością wirnika prądnicy. Opis konstrukcji poszczególnych typów przetwornic i ich uszkodzeń

Typowe uszkodzenia przetwornic:

- a) zużycie pierścieni stykowych – tworzą się rowki po przejściu szczotek, przy zwiększaniu ich głębokości następuje zwieranie komutacyjne dodatkowej (przy zwiększaniu głębokości rowka następuje zmniejszanie się średnicy komutatora) wycinki komutatora, co powoduje (okresowe) zwieranie dodatkowego zwoju wirnika, a więc i nadmierne grzanie się wirnika;
- b) odłamania i pęknięcia szczotek, ich iskrzenie i opalenia komutatora oraz nagar na szczotkach świadczący o ich zacieraniu się w obsadach, w końcowym etapie tego typu zużycia dochodzi do nadmiernego (wygląd komutatora: wycinki komutatora tracą swój metaliczny połysk, niewidoczne stają się izolacyjne przerwy między nimi) osadzania się pyłu szczotkowego na wycinkach komutatora, obserwowane jest wówczas zwiększone iskrzenie przechodzące w miarę dalszego zużycia w pierścień łukowy; następuje wówczas szybko postępujące wypalanie komutatora; zewnętrznemu obserwuje się trudności z uruchomieniem przetwornicy, a w końcowej fazie zużycia brak obrotów;
- c) przerwa w przewodach zewnętrznej sieci zasilającej, przetwornica nie uruchamia się;
- d) przerwa w obwodzie zasilania uzwojenia stycznika rozruchowego, przetwornica nie uruchamia się;
- e) przerwa lub zwarcie w uzwojeniu wirnika, przetwornica nie uruchamia się;
- f) podwyższone napięcie i częstotliwość – przerwa w jednym z uzwojeń prądu zmiennego wzmacniacza magnetycznego;
- g) rozbieganie się (nadmierny wzrost prędkości obrotowej wirnika powyżej wartości dopuszczalnej);
- h) obniżona wartość napięcia lub częstotliwości;
- i) uszkodzenie łożysk mogące powodować nadmierne nagrzewanie się przetwornicy.

Przetwornica PTO-1000/1500M

Przetwornica elektromaszynowa PTO-1000\1500M stanowi zespół trzech maszyn elektrycznych szeregowo-bocznikowego silnika prądu stałego oraz dwóch synchronicznych prądnic prądu przemiennego: jednofazowej o napięciu wyjściowym 115 V i częstotliwości 400 Hz oraz trójfazowej 3×36 V, 400 Hz. Przetwornica ta jest instalowana na samolotach MiG-29 (1 sztuka) oraz Su-22 (2 sztuki).

Prądnice (jednofazowa i trójfazowa) wzbudzone są elektromagnetycznie. Duży moment rozruchowy silnika prądu stałego uzyskuje się przez szeregowo

uzwojenie wzbudzenia, natomiast równoległe uzwojenie wzbudzenia stabilizuje układ regulacji częstotliwości przy zmianach obciążenia lub zmianach napięcia zasilającego.

Regulacja częstotliwości napięcia przetwornicy odbywa się w trójczłonowym torze ujemnego sprzężenia zwrotnego, w którego skład wchodzi:

- czujnik częstotliwości – szeregowy obwód rezonansowy,
- wzmacniacz magnetyczny,
- element wykonawczy sterujący wzbudzeniem silnika.

Podobnie realizowany jest tor stabilizacji napięcia, w którym członem pomiarowym jest stabilitron, elementem wzmacniającym – wzmacniacz magnetyczny, a elementem wykonawczym – uzwojenie sterujące wzbudzeniem silnika.

Na jednym wale (dzielonym pośrodku i połączonym wielowypustem) osadzone są wirniki maszyn elektrycznych:

- komutatorowy silnik elektryczny ze szczotkami z zaprasowanymi rdzeniami wolframowymi, 70 żłobków, dopuszczalne bicie komutatora 0,02 mm, średnica minimalna komutatora³ $\phi = 70$ mm, zaś w miejscu wyżłobień (w rowkach po przejściu rdzeni wolframowych) $\phi = 68,5$ mm⁴;
- dwie prądnice: jednofazowa o mocy 1500 VA, $U = 115 \text{ V} \pm 4,6$, prąd $I \leq 170$ A oraz trójfazowa o mocy 1000 VA, $U = 37 \pm 2$ V.

Przetwornice PTO-1000\1500M są stosowane w lotnictwie Sił Zbrojnych RP stosunkowo najkrócej, dlatego też typowe dla nich usterki są najmniej poznane. Według danych otrzymanych z zakładów remontowych notowano przypadki uszkodzeń układu rozruchu tych przetwornic.

Przetwornica PO-750A i PO-750 2. serii

Przetwornice elektromaszynowe PO-750A i PO-750 2. serii stanowią zespół maszynowy składający się z silnika prądu stałego o wzbudzeniu szeregowo-bocznikowym jednofazowej prądnicy synchronicznej i układu sterującego.

Na czterech biegunach prądnicy umieszczone są szeregowo i bocznikowo uzwojenia wzbudzenia. Uzwojenia szeregowo poprawiają warunki rozruchu przetwornicy oraz stabilizują pracę silnika przy zmianach napięcia sieci zasilającej i zmianach obciążenia przetwornicy. Uzwojenie bocznikowe obcowzbudne jest elementem wykonawczym układu automatycznej regulacji częstotliwości.

Uzwojenie twornika prądnicy jednofazowe jest umieszczone w żłobkach wirnika i wprowadzone na dwa pierścienie ślizgowe.

³ Poniżej tej wartości szczotka może zwierać dodatkowo jedną klepkę komutatora, co spowoduje zwieranie dodatkowego zezwoju – następuje przegrzewanie tego zezwoju, iskrzenie pod szczotką nasili się.

⁴ Według danych technologii WZL-2 w Bydgoszczy.

Stabilizacja napięcia i częstotliwości jest realizowana przez regulację prędkości obrotowej silnika elektrycznego. Do tego celu zastosowano regulator elektromagnetyczny reagujący na zmiany napięcia i częstotliwości prądu wyjściowego oraz zmieniający się prąd wzbudzenia uzwojenia bocznikowego. Korekcja napięcia w zależności od prądu obciążenia przetwornicy następuje przez zastosowanie szeregowo-bocznikowego uzwojenia wzbudzenia prądnicy. W tym celu szeregowo uzwojenie wzbudzenia prądnicy połączono szeregowo z szeregowym uzwojeniem wzbudzenia silnika. Dzięki takiemu połączeniu, w wypadku wahań napięcia w sieci zasilającej lub zmiany obciążenia przetwornicy, napięcie przemienne zmienia się w stosunkowo niewielkich granicach.

Przetwornica PO-500A i PO-500 2. serii

Przetwornice elektromaszynowe PO-750A i PO-750 2. serii stanowią zespół maszynowy składający się z silnika prądu stałego o wzbudzeniu szeregowo-bocznikowym jednofazowej prądnicy synchronicznej i układu sterującego.

Na czterech biegunach umieszczone są szeregowo i bocznikowe uzwojenia wzbudzenia. Uzwojenia szeregowo poprawiają warunki rozruchu przetwornicy oraz stabilizują pracę silnika przy zmianach napięcia sieci zasilającej i zmianach obciążenia przetwornicy. Uzwojenie bocznikowe jest głównym elementem układu automatycznej regulacji częstotliwości. Uzwojenie twornika prądnicy – jednofazowe umieszczone jest w żłobkach wirnika i wyprowadzone na dwa pierścienie ślizgowe.

Stabilizacja napięcia i częstotliwości jest realizowana przez regulację prędkości obrotowej silnika elektrycznego. Do tego celu zastosowano regulator elektromagnetyczny reagujący na zmiany napięcia i częstotliwości prądu wyjściowego oraz zmieniający się prąd wzbudzenia uzwojenia bocznikowego. Korekcja napięcia w zależności od prądu obciążenia przetwornicy następuje przez zastosowanie szeregowo-bocznikowego uzwojenia wzbudzenia prądnicy. W tym celu szeregowo uzwojenie wzbudzenia prądnicy połączono szeregowo z szeregowym uzwojeniem wzbudzenia silnika. Dzięki takiemu połączeniu, w wypadku wahań napięcia w sieci zasilającej lub zmiany obciążenia przetwornicy, napięcie przemienne zmienia się w stosunkowo niewielkich granicach.

Przetwornica PO-1500

Przetwornica PO-1500 posiada oprócz uzwojenia szeregowo bocznikowego dodatkowe uzwojenie sterujące. Uzwojenie to jest głównym elementem układu automatycznej regulacji częstotliwości. Prądnica przetwornicy PO-1500 ma tylko bocznikowe uzwojenie wzbudzenia zasilane napięciem stałym, tym samym, które zasila silnik napędowy przetwornicy.

Stabilizacja częstotliwości przebiega w torze sprzężenia zwrotnego poprzez czuły element mierzący odchylenie częstotliwości od wartości ustalonej i wypracowuje sygnał proporcjonalny do tego odchylenia. Sygnał ten jest wzmacniany

proporcjonalnie do tego odchylenia, który z kolei przesyła go do elementu wykonawczego oddziałującego na obiekt regulowania, tj. silnik przetwornicy, przywracając częstotliwość do wartości ustalonej. Czującym elementem regulatora jest równoległy obwód rezonansowy.

Elementem wzmacniającym jest wzmacniacz magnetyczny typu DO-12-70A. W obwód wzmacniacza włączono rezystor tłumiący R_{12} w celu kompensacji wpływu temperatury na pracę wzmocnienia. Elementem wykonawczym regulatora częstotliwości jest uzwojenie sterujące silnika napędowego przetwornicy. Za stabilizację napięcia od wartości znamionowej przetwornicy odpowiada samoczynny regulator napięcia, regulujący prąd wzbudzenia prądnicy jednofazowej.

Regulator zbudowany jest z czujnika w postaci jednego z uzwojeń wzmacniacza magnetycznego DO-12-25, stanowiącego zarazem element wykonawczy układu regulatora napięcia RUG-31. Rezystor węglowy tegoż regulatora włączony jest szeregowo w obwód uzwojenia wzbudzenia prądnicy.

Przetwornica PT-500C

Przetwornica PT-500C stanowi zespół dwóch maszyn elektrycznych szeregowo-bocznikowych, obcowzbudnego silnika prądu stałego i trójfazowej synchronicznej prądnicy o wzbudzeniu od magnesów trwałych. Przeznaczona jest do przetwarzania prądu stałego o napięciu 27 V na prąd zmienny trójfazowy o napięciu międzyprzewodowym 36 V i częstotliwości 400 Hz.

Regulacja i stabilizacja napięcia przetwornicy jest realizowana przez zastosowanie stabilizacji napięcia metodą zmiany oporności obwodu magnetycznego. Zmiana oporności magnetycznej obwodu jest dokonywana przez zmianę wartości przenikliwości magnetycznej. W tym celu na stojanie maszyny jest nawinięte sterujące uzwojenie toroidalne, zasilane wyprostowanym regulowanym prądem.

Proces stabilizacji napięcia przetwornicy realizowany jest przez układu stabilizacji napięcia, w skład którego wchodzi:

- trójfazowy wzmacniacz magnetyczny;
- elektromagnetyczny stabilizator napięcia;
- element wykonawczy.

Proces stabilizacji napięcia przebiega następująco. Po wzroście obciążenia przetwornicy jej napięcie na wyjściu zmniejsza się. Wobec tego zmniejsza się prąd płynący w uzwojeniu podmagnesowującym wzmacniacza, w wyniku czego zmniejsza się nasycenie rdzenia. Zmniejsza się prąd w uzwojeniach roboczych wzmacniacza, a więc i w uzwojeniu sterującym prądnicy. Nasycenie jarzma zmniejsza się i strumień magnetyczny wzbudzenia Φ_w wzrasta. Powoduje to wzrost napięcia prądnicy.

Po zmniejszeniu obciążenia przetwornicy proces stabilizacji napięcia przebiega analogicznie, lecz w odwrotnym kierunku.

Utrzymanie stałej częstotliwości przy zmieniających się warunkach pracy przetwornicy następuje przez zmianę prądu w uzwojeniu sterującym wzbudzenia silnika elektrycznego. Realizowane jest przez zastosowanie specjalnego układu stabilizacji częstotliwości, w skład którego wchodzi:

- element czuły – układ dwóch szeregowych obwodów rezonansowych,
- element wzmacniający – wzmacniacz magnetyczny,
- element wykonawczy – uzwojenie sterujące wzbudzenia silnika elektrycznego.

Typowe uszkodzenia przetwornicy:

- zanieczyszczenie komutatora;
- nadpalenie lub zużycie komutatora;
- odłamania i pęknięcia szczotek;
- nagar na szczotkach świadczący o ich zacieraniu się w obsadach;
- przerwa w przewodach zewnętrznej sieci zasilającej;
- zwarcie w obwodzie zasilającym, powodujące rozmagnesowanie magnesów trwałych, a tym samym obniżenie napięcia prądnicy;
- przerwa lub zwarcie w sterującym uzwojeniu wzbudzenia lub w obwodzie zasilającym to uzwojenie, co jest przyczyną znacznego przekroczenia częstotliwości prądu zmiennego powyżej 400 Hz;
- uszkodzenie łożysk mogące powodować nadmierne nagrzewanie się przetwornicy, zwiększenie poboru prądu.

Przetwornica PT-1000C

Przetwornica PT-1000C stanowi zespół dwóch maszyn elektrycznych szeregowo-bocznikowych, obcowzbudnego silnika prądu stałego i trójfazowej synchronicznej prądnicy o wzbudzeniu od magnesów trwałych. Przeznaczona jest do przetwarzania prądu stałego o napięciu 27 V na prąd zmienny trójfazowy o napięciu międzyprzewodowym 36 V i częstotliwości 400 Hz.

Regulacja i stabilizacja napięcia przetwornicy odbywa się przez zastosowanie stabilizacji napięcia metodą zmiany oporności obwodu magnetycznego, która jest dokonywana przez zmianę wartości przenikliwości magnetycznej. W tym celu na stojanie maszyny jest nawinięte sterujące uzwojenie toroidalne, zasilane wyprostowanym regulowanym prądem.

Utrzymanie stałej częstotliwości przy zmieniających się warunkach pracy przetwornicy następuje przez zmianę prądu w uzwojeniu sterującym wzbudzenia silnika elektrycznego.

W celu zwiększenia stabilności układu regulacji częstotliwości wprowadzono ujemne sprzężenie zwrotne, którym jest uzwojenie tłumiące wzmacniacza magnetycznego. W stanach nieustalonych pulsacje częstotliwości (pulsacje prędkości obrotowej) są zawsze związane ze zmianami prądu w wirniku silnika. Gdy prąd wirnika zwiększa się, zwiększa się spadek napięcia na uzwojeniu szerego-

wym wzbudzenia silnika i zwiększa się prąd w uzwojeniu tłumiącym wzmacniacza. Wzrost strumienia magnetycznego wzbudzenia powoduje zmniejszenie prądu wirnika. W ten sposób w przebiegach nieustalonych zmniejsza się amplituda wahań prądu wirnika i częstotliwości przetwornicy.

Typowe uszkodzenia przetwornicy:

- zanieczyszczenie, nadpalenie lub zużycie komutatora;
- odłamania i pęknięcia szczotek;
- nagar na szczotkach świadczący o zacieraniu się ich w obsadach;
- zwarcie w obwodzie wyjściowym, powodujące rozmagnesowanie magnesów trwałych, a tym samym obniżenie napięcia prądnicy;
- przerwa lub zwarcie w sterującym uzwojeniu wzbudzenia lub w obwodzie zasilającym to uzwojenie, co jest przyczyną znacznego przekroczenia częstotliwości prądu zmiennego powyżej 400 Hz; przetwornica w czasie rozruchu bez obciążenia rozbiega się, nadmiernie wzrasta prędkość obrotowa wirnika;
- uszkodzenie łożysk mogące powodować nadmierne nagrzewanie się przetwornicy, zwiększenie poboru prądu oraz zmniejszenie napięcia wyjściowego i częstotliwości;
- iskrzenie szczotek i opalenia komutatora;
- przerwa w obwodzie zasilania uzwojenia stycznika rozruchowego, przetwornica nie uruchamia się.

Przetwornica PT-125C 3. serii

Przetwornica PT-125C stanowi zespół dwóch maszyn elektrycznych szeregowo-bocznikowych, obcowzbudnego silnika prądu stałego i trójfazowej synchronicznej prądnicy wzbudzanej magnesem trwałym.

Częstotliwość napięcia wyjściowego przemiennego 3×36 V, 400 Hz uzależniona jest od trzech czynników napięcia zasilania, obciążenia przetwornicy oraz zmian temperatury otoczenia. Regulacja częstotliwości przy ww. warunkach odbywa się poprzez zmianę prądu w uzwojeniu sterującym wzbudzenia silnika napędowego. Jest to układ sterujący składający się z czujnika w postaci dwóch szeregowych układów rezonansowych, wzmacniacza magnetycznego oraz elementu wykonawczego, tj. uzwojenia sterującego W_{st} . Obwody rezonansowe DR-A4T i DR-A5T nastrojone są na skrajne dopuszczalne częstotliwości rezonansowe – jeden na 350 Hz, a drugi na 450 Hz. Stabilizacja napięcia przetwornicy odbywa się poprzez zmianę reluktancji obwodu magnetycznego. Uzyskuje się to poprzez zmianę przenikliwości magnetycznej dzięki zastosowaniu toroidalnego uzwojenia podmagnesowującego zasilanego wyprostowanym napięciem wyjściowym.

Typowe uszkodzenia przetwornicy:

- zanieczyszczenie komutatora;

- nadpalenie lub zużycie komutatora;
- odłamania i pęknięcia szczotek;
- nagar na szczotkach świadczący o ich zacieraniu się w obsadach;
- przerwa w przewodach zewnętrznej sieci zasilającej;
- zwarcie w obwodzie zasilającym, powodujące rozmagnesowanie magnesów trwałych, a tym samym obniżenie napięcia prądnicy;
- przerwa lub zwarcie w sterującym uzwojeniu wzbudzenia lub w obwodzie zasilającym to uzwojenie, co jest przyczyną znacznego przekroczenia częstotliwości prądu zmiennego powyżej 400 Hz;
- uszkodzenie łożysk mogące powodować nadmierne nagrzewanie się przetwornicy, zwiększony pobierany prąd.

Przetwornica PAG-1F

Przetwornica PAG-1F wykonana jest w zespole dwumaszynowym składającym się z szeregowego-bocznikowego silnika prądu stałego oraz synchronicznej trójfazowej prądnicy prądu przemiennego o wzbudzeniu od magnesów trwałych. Wirniki obu maszyn mieszczą się na wspólnym wale.

Przetwornica ma ograniczone możliwości eksploatacji ze względu na brak układu regulacji napięcia i częstotliwości.

Typowe uszkodzenia przetwornicy:

- zanieczyszczenie komutatora;
- nadpalenie lub zużycie komutatora;
- odłamania i pęknięcia szczotek;
- nagar na szczotkach świadczący o ich zacieraniu się w obsadach;
- przebiecie kondensatora filtru, w wyniku czego przetwornica nie uruchamia się;
- zwarcie międzyzwojowe w uzwojeniu stojana prądnicy, powodujące obniżenie lub zerowe napięcie wyjściowe na jednej fazie;
- rozmagnesowany magnes trwały – obniżenie napięcia wyjściowego na wszystkich fazach;
- przerwa w obwodzie bocznikowego uzwojenia wzbudzenia, brak styku w oporniku regulacyjnym lub przerwa zwojów opornika – brak znamionowej prędkości obrotowej;
- zatarcie pierścienia zewnętrznego łożyska kulkowego w tulejce tarczy łożyskowej.

3.3.2. Typowe wady przetwornic maszynowych – pomiar parametrów przetwornic elektromaszynowych statków powietrznych

Wykonano badania parametrów elektrycznych przetwornic o różnych poziomach zużycia elementów elektrycznych i mechanicznych. Badania były pro-

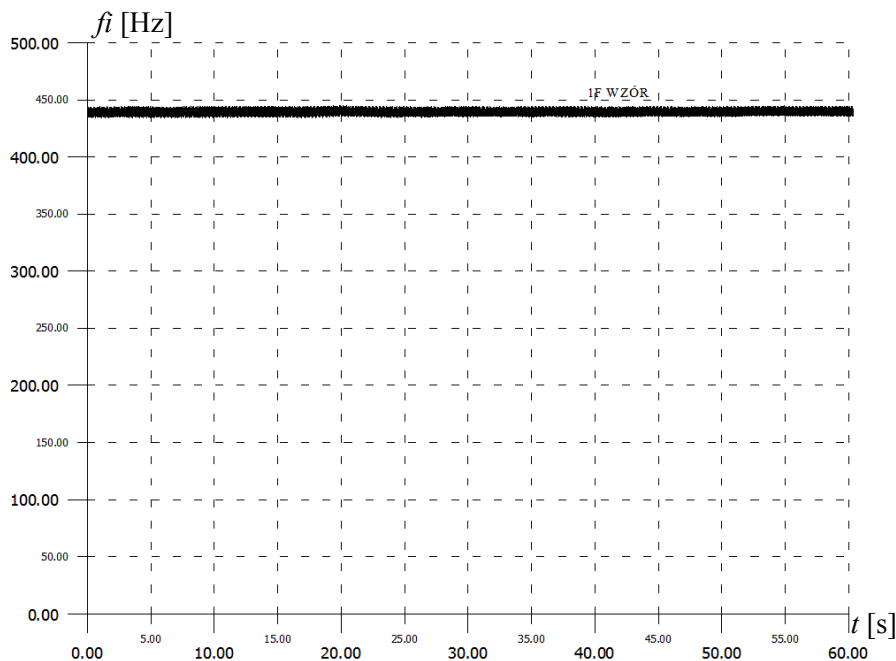
wadzone zarówno metodami „klasycznymi” (szybka transformata Fouriera), jak i nowatorskimi (np. FAM-C). Realny poziom zużycia oceniany był poprzez pomiary mechaniczne.

Zmniejszony docisk szczotki komutacyjnej

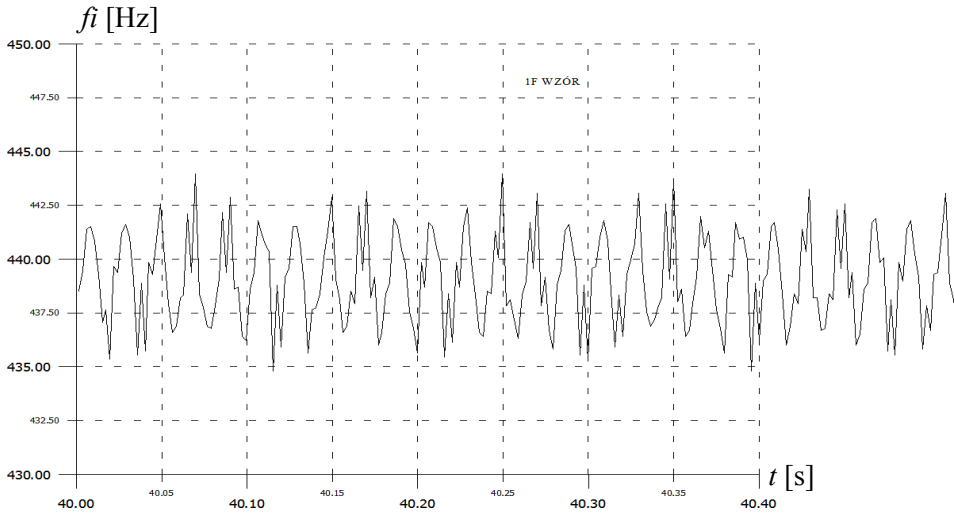
Przetwornica PAG-1F służy do elektromaszynowego przetwarzania napięcia stałego 28 V na trójfazowe napięcie o wartości skutecznej napięcia przewodowego 3×36 V i częstotliwości $f_{uN} = 400$ Hz. Przetwornica ta konstrukcyjnie składa się z dwóch maszyn elektrycznych:

- silnika prądu stałego,
- prądnicy trójfazowej prądu przemiennego.

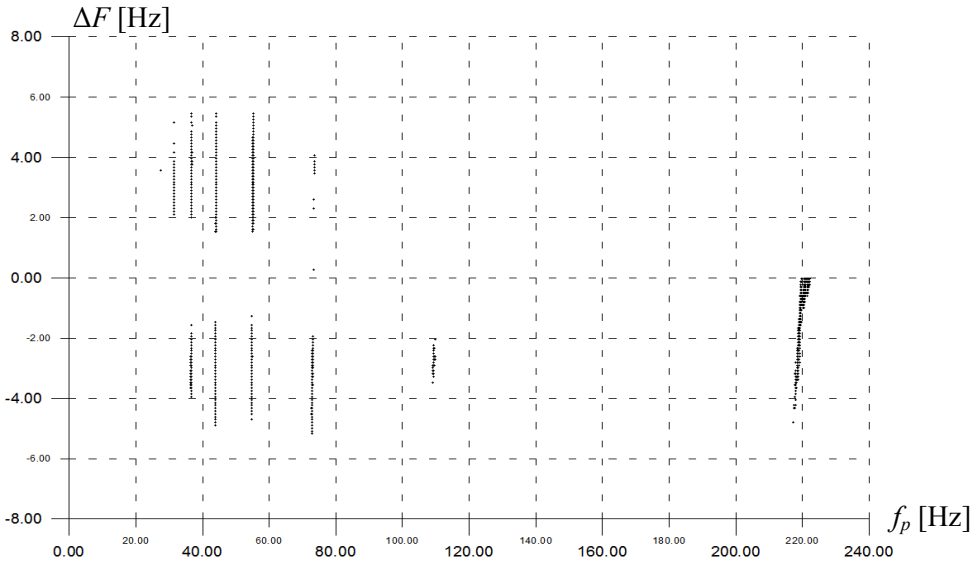
Obserwacje dokonane przy pomocy FAM-C wykazały w stanie wyjściowym (przed ingerencją w docisk szczotki) pulsacje przebiegu częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$ o amplitudzie $2\Delta F = 7,5$ Hz. Pulsacje te były stabilne zarówno w amplitudzie, jak i w częstotliwości tych wahań (rys. 58 i 59). Poziom wartości średniej częstotliwości wynosił 431,25 Hz. Częstość wahań przebiegu $f_i = f(t)$ (rys. 58) wynosiła $f_p = 50$ Hz. Zobrazowania $\Delta F = f(f_p)$ uwidocznily także istnienie zbiorów charakterystycznych o innych wartościach f_p (rys. 60).



Rys. 58. Przebieg zmian częstotliwości chwilowej przetwornicy PAG-1F przed zmianami



Rys. 59. Przebieg zmian częstotliwości PAG-1F przed zmianami (stan wyjściowy) – powiększenie



Rys. 60. Zbiory charakterystyczne PAG-1F przed zmianami (stan wyjściowy)

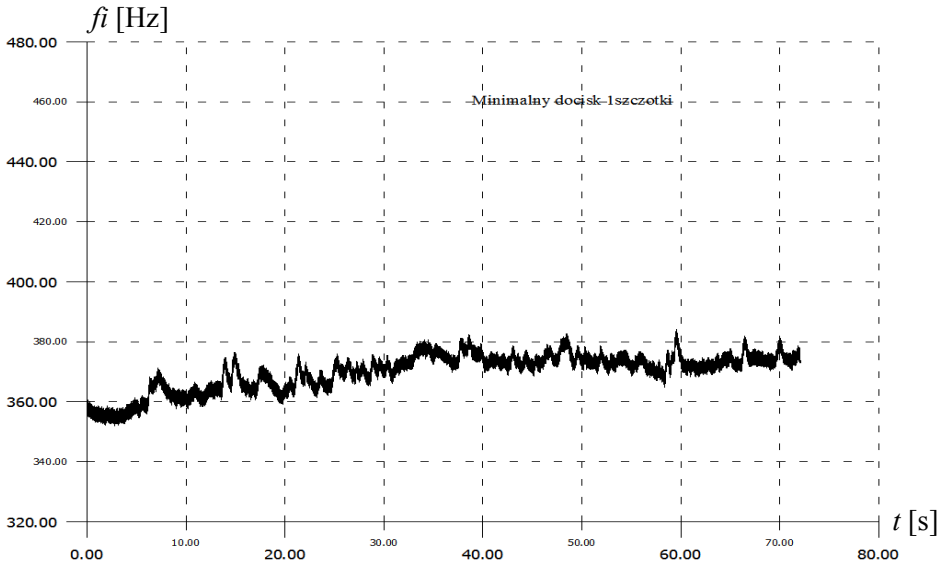
Dla przetwornicy **PAG-1F** zmniejszono docisk jednej szczotki – pojawiło się wzmożone iskrzenie podczas pracy. Średnia częstotliwość napięcia wyjściowego po uszkodzeniu zmniejsza się o ok. 50 Hz (osiąga poziom ok. 350 Hz). Na przebiegach $f_i = f(t)$ (rys. 61 i 62) składowa szybkozmienna mierzona przy pomo-

cy przystawki FAM-C jednofazowej, ma częstotliwość ok. 50 Hz. Czas trwania odchylenia składowej wolnozmiennnej t_{od} wynosi ok. $5 \div 10$ s, a przyrost amplitudy $\Delta F \sim 3 \div 25$ Hz. Stochastycznie pojawiają się skokowe „przełączenia” poziomu częstotliwości o amplitudzie $\Delta F \sim 7$ Hz. Na przebiegu (rys. 62) można zauważyć pewne „podcięcia”, które wynikają prawdopodobnie z zaczeplenia krawędzią szczotki o normalnej sile docisku o niektóre krawędzie klepek komutatora. Zobrazowania $\Delta F = f(f_p)$ (rys. 63) wykazują zmniejszenie wartości f_p poszczególnych zbiorów oraz zwiększenie wysokości zbiorów charakterystycznych.

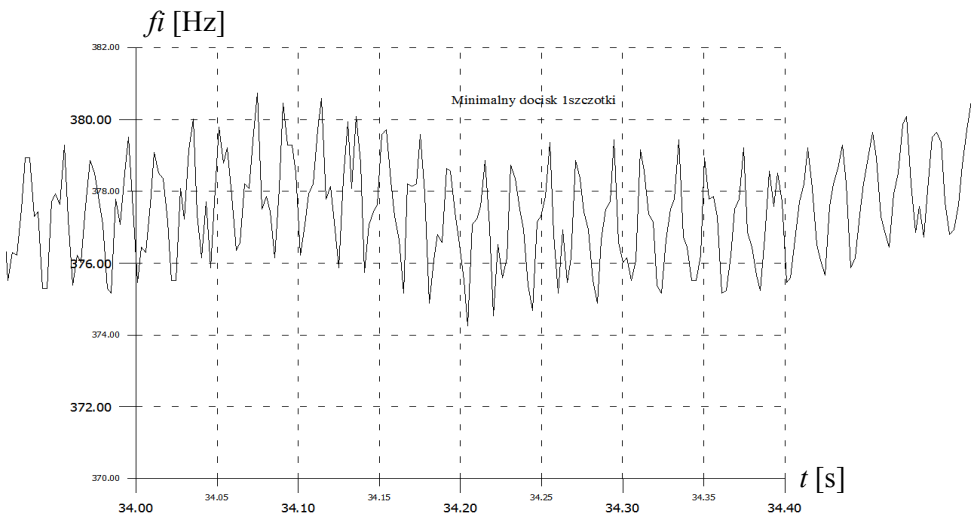
W przypadku przetwornicy **PT-500C** zmniejszanie siły docisku, a nawet zawieszanie jednej szczotki nie daje widocznych rezultatów. Podobne operacje dokonywane na dwóch różnoimiennych szczotkach jednocześnie kończą się z podobnym skutkiem. Dopiero zmniejszenie siły docisku dwóch jednoimiennych szczotek jednocześnie przyniosło znaczne zmiany – pojawiło się wzmożone iskrzenie w węzle komutatorowo-szczotkowym podczas pracy. Średnia częstotliwość napięcia wyjściowego po uszkodzeniu zmniejsza się o ok. 40 Hz (osiąga poziom ok. 360 Hz). Tak więc obniża się o mniejszą wartość niż PAG-1F, co można tłumaczyć tym, że PT-500C ma znacznie większy moment bezwładności wirnika i bardziej rozbudowany układ automatycznej stabilizacji obrotów. Częstotliwość składowej szybkozmiennnej, mierzona przy pomocy przystawki FAM-C jednofazowej, wynosi ok. 180 Hz, co świadczy o wadzie mimośrodowo zawieszenia wirnika przetwornicy względem osi symetrii stojana. Wartość amplitudy tej składowej zwiększyła się o kilka procent w stosunku do stanu przed uszkodzeniem szczotek. Czas trwania odchylenia składowej wolnozmiennnej $t_{od} \sim 5 \div 20$ s, a przyrost amplitudy $\Delta F \sim 3 \div 25$ Hz. Nie zauważono pojawiania się skokowych „przełączeń” poziomu częstotliwości. Na przebiegu nie zauważono żadnych „podcięć”, co można tłumaczyć nieco lepszym niż dla PAG-1F stanem powierzchni klepek komutatora oraz znacznie większym momentem bezwładności wirnika wystarczającym do pokonania chwilowo zwiększonych sił oporu.

W przypadku przetwornicy **PO-750** zmniejszanie siły docisku, a nawet zawieszanie jednej szczotki nie daje widocznych rezultatów. Podobne operacje dokonywane na dwóch różnoimiennych szczotkach jednocześnie kończą się z podobnym skutkiem. Dopiero zmniejszenie siły docisku dwóch jednoimiennych szczotek jednocześnie przyniosło znaczne zmiany – pojawiło się wzmożone iskrzenie w węzle komutatorowo-szczotkowym podczas pracy. Średnia częstotliwość napięcia wyjściowego po uszkodzeniu zmniejsza się z 357,7 Hz przed uszkodzeniem szczotek do 328,4, tj. o ok. 30 Hz. Częstotliwość składowej szybkozmiennnej, mierzona przy pomocy przystawki FAM-C jednofazowej, wynosi ok. 170 Hz, co świadczy o wadzie mimośrodowo zawieszenia wirnika przetwornicy względem osi symetrii stojana. Wartość amplitudy tej składowej zwiększyła się o kilka procent w stosunku do stanu przed uszkodzeniem szczotek. Czas trwania odchylenia składowej wolnozmiennnej $t_{od} \sim 5 \div 20$ s, a przyrost amplitudy $\Delta F \sim 3 \div 15$ Hz. Nie zauwa-

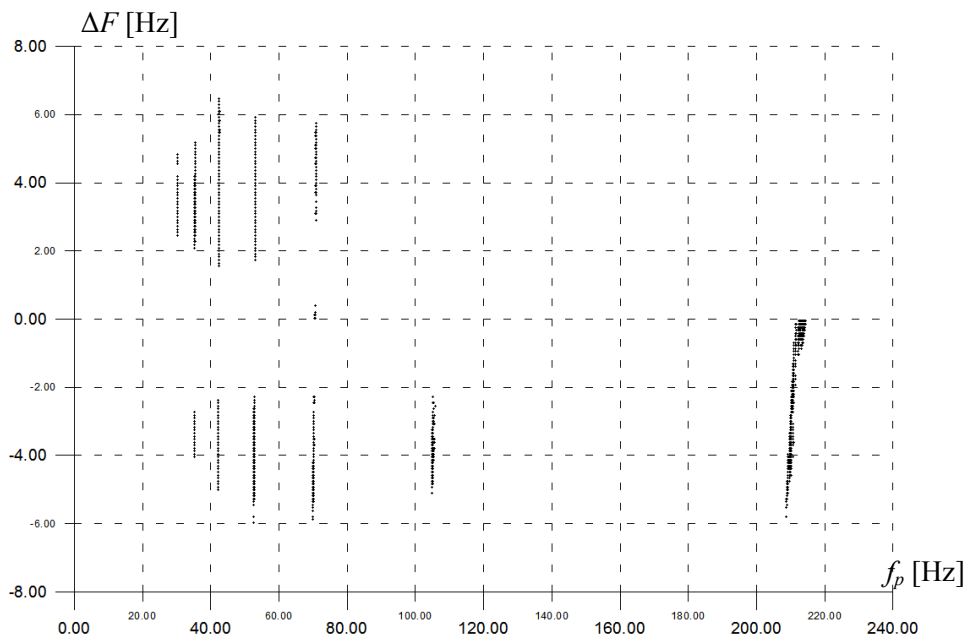
żono pojawiania się skokowych „przełączeń” poziomu częstotliwości. Widoczne są pewne „pocięcia”, które wynikają prawdopodobnie z zaczeplania krawędzi szczotki o normalnej sile docisku o niektóre krawędzie klepek komutatora.



Rys. 61. Przebieg zmian częstotliwości przetwornicy PAG-1F przy zmniejszeniu docisku szczotki komutacyjnej, poniżej wartości siły dopuszczalnej



Rys. 62. Przebieg zmian częstotliwości przetwornicy PAG-1F przy zmniejszeniu docisku szczotki komutacyjnej, poniżej wartości siły dopuszczalnej – powiększenie



Rys. 63. Zbiory charakterystyczne przetwornicy PAG-1F po zmniejszeniu docisku szczotki komutacyjnej, poniżej wartości siły dopuszczalnej – powiększenie

Przy zmniejszeniu docisku szczotki komutacyjnej (zestawu jednoimien-nych szczotek danego silnika przetwornicy), poniżej wartości siły dopuszczalnej, średnia częstotliwość napięcia wyjściowego ulega zmniejszeniu o $30 \div 50$ Hz. Powstają pulsacje częstotliwości o zmiennym okresie i amplitudzie. Pulsacje te składają się ze składowej wolnozmiennej i szybkozmiennej. Średni okres wahań szybkozmiennych zbliżony jest do pierwszej podharmonicznej okresu znamionowego, tj. czasu trwania pełnego obrotu. Wynika to z nałożenia się dwóch wad montażowych maszyny: przekoszenia i mimośrodowo albo mimośrodu zawieszenia wirnika. Amplituda częstotliwości wahań, po zmniejszeniu siły docisku szczotek, ulega zwiększeniu o kilka procent.

Przekoszenie osi obrotu wirnika względem osi symetrii stojana

W celu przeprowadzenia obserwacji, dokonano przekoszeń dzięki podłużnemu pionowemu rozfrezowaniu otworów montażowych pod śrubami mocującymi pokrywę boczną (oprawę łożyskową) maszyny z częścią cylindryczną. Przemieszczając jedną tarczę łożyskową w górę, a drugą w dół uzyskano mierzalny kąt przekoszenia.

Dla przetwornicy **PAG-1F** przed przemieszczeniem pokrywy bocznej uży skano przebieg, w którym można zaobserwować zmodulowania o częstotliwości ok. 75 Hz, a więc w pobliżu pierwszej podharmonicznej znamionowej prędkości obrotowej świadczącej o istnieniu pewnej małej mimośrodowości i przekoszenia (według wyliczeń wartość osi obrotu wirnika względem osi symetrii stojana wynosi ok. $0,0079^\circ$) zawieszenia wirnika względem stojana. Z chwilą przekoszenia wirnika o kąt ok. $0,04^\circ$ (tablica 3.27, p. 6) zaczyna dominować częstotliwość drugiej harmonicznej znamionowej prędkości obrotowej. Wartość amplitudy wahań „przebiegu” częstotliwości chwilowej zwiększa się z poziomu $\Delta F = 4,11$ (0,95% w stosunku do wartości średniej częstotliwości) do wartości $\Delta F = 13,94$ Hz (1,09%).

Dla przetwornicy **PT-500C** przed przemieszczeniem pokrywy bocznej uży skano przebieg, w którym można zaobserwować zmodulowania o częstości ok. 200 Hz, a więc w pobliżu pierwszej harmonicznej znamionowej prędkości obrotowej wału przetwornicy świadczącej o istnieniu pewnej niewielkiej mimośrodowości zawieszenia wirnika względem stojana. Z chwilą przekoszenia wirnika o kąt ok. $0,2^\circ$ (tablica 3.27, p. 8) zaczyna dominować częstotliwość drugiej harmonicznej znamionowej prędkości obrotowej (rys. 12). Wartość amplitudy wahań „przebiegu” częstotliwości chwilowej zwiększa się z poziomu $\Delta F = 0,17$ (0,04% w stosunku do wartości średniej częstotliwości) do $\Delta F = 12,29$ Hz (1,02%).

Dla przetwornicy **PO-750** przed przemieszczeniem pokrywy bocznej uży skano przebieg, w którym można zaobserwować zmodulowania o częstotliwości ok. 175 Hz, a więc w pobliżu pierwszej harmonicznej znamionowej prędkości obrotowej świadczącej o istnieniu pewnej niewielkiej mimośrodowości zawieszenia wirnika względem stojana. Z chwilą przekoszenia wirnika o kąt ok. $0,2^\circ$ (tablica 3.27, p. 10) zaczyna dominować częstotliwość drugiej harmonicznej znamionowej prędkości obrotowej. 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%). Ponieważ nie został tutaj spełniony warunek Kotelnikowa-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 „przebiegu” częstotliwości chwilowej o okresie równym drugiej harmonicznej prędkości obrotowej. Amplituda tych zmodulowań zwiększa się wraz ze wzrostem wartości kąta przekoszenia (tablica 3.27).

Tablica 3.27

Zestawienie parametrów wybranych uszkodzeń montażowych przetworów ich odzwierciedlenia w zjawiskach elektrycznych

Lp.	Typ przetwornicy	Wartość liniowego przemieszczenia zmierzona mechanicznie		Odległość pomiędzy podporami		D_N	β	a	f_{max}	f_{min}	f_{sr}	ΔF	Parametry uszkodzeń z wyliczeń elektrycznych	
		A_1	A_2	L	L								a	β
		mm	mm	mm	mm	mm	°	mm	Hz	Hz	Hz	Hz	mm	°
1.	PAG-1F	0,3	0,2	145	55,5	55,5	0,19757	0,1	1290,32	1281,23	1285,5	9,09	0,0981	0,15506
2.	PT-500C	0,35	0,35	203,3	69,3	69,3	0,19728	0	1224,36	1183,78	1203,2	40,58	0	0,65866
3.	PT-500	0,35	0,35	203,3	69,3	69,3	0,19728	0	1212	1200	1203,2	12	0,1727	0,19478
4.	PO-750	0,5	0,0	258	70	70	0,11104	0	356,57	354,7	355,84	1,87	0	0,08169
5.	PAG-1F	0,01	0,01	145	55,5	55,5	0,0079	0,01	434,59	430,48	432,51	4,11	0,13185	0,2084
6.	PAG-1F	0,3	-0,2	145	55,5	55,5	0,03951	0,5	1287,83	1273,89	1277,8	13,94	0,1513	0
7.	PT-500	0,01	0,01	203,3	69,3	69,3	0,00564	0,01	402,58	402,41	402,49	0,17	0,00732	0,00825
8.	PT-500	0,35	0,35	203,3	69,3	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	70	70	0,01332	0,03	357,77	357,53	357,7	0,24	0,01174	0,01043
10.	PO-750	0,5	0	258	70	70	0,11104	0	356,57	354,7	355,84	1,87	0	0,08169
11.	PAG-1F	0,3	-0,2	145	55,5	55,5	0,03951	0,2	1287,83	1273,89	1277,8	13,94	0,15137	0,23925
12.	PT-500	0,35	-0,35	203,3	69,3	69,3	0	0,35	1208,46	1196,17	1202,32	12,29	0,17709	0,19964
13.	PO-750	0,5	-0,4	258	70	70	0,02221	0,4	338,7	338,18	338,58	0,52	0,02688	0,02387

Mimośrodość osi obrotu wirnika względem osi symetrii stojana

W celu przeprowadzenia obserwacji, dokonano równoległego przesunięcia osi obrotu wirnika względem osi symetrii stojana, wykorzystując podłużne pionowe rozfrezowanie otworów montażowych pod śrubami mocującymi pokrywę boczną (oprawę łożyskową) maszyny z częścią cylindryczną, wykonane celem realizacji poprzedniego punktu. Przemieszczając obie oprawy łożyskowe w dół, uzyskano zwiększenie wartości mimośrodu. Jednocześnie pomiary napięcia wyjściowego przetwornicy metodą FAM-C wykazały zwiększenie wartości amplitudy wahań przebiegu częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$. Zobrazowanie $\Delta F = f(f_p)$ wykazuje zwiększenie wysokości zbioru charakterystycznego pierwszej harmonicznej.

Przetwornica PAG-1F. Z chwilą ustawienia mimośrodu $a = 0,2$ mm (tablica 3.27, lp. 11) wartość amplitudy wahań przebiegu częstotliwości chwilowej zwiększa się z poziomu $\Delta F = 4,11$ (0,95%) do $\Delta F = 13,94$ Hz (1,09%).

Przetwornica PT-500C. Z chwilą ustawienia mimośrodu $a = 0,35$ mm (tablica 3.27, lp. 15) wartość amplitudy wahań przebiegu częstotliwości chwilowej zwiększa się z poziomu $\Delta F = 0,17$ (0,04%) do $\Delta F = 12,29$ Hz (1,022%).

Przetwornica PO-750. Z chwilą ustawienia mimośrodu $a = 0,4$ mm (tablica 3.27, lp. 13) wartość amplitudy wahań „przebiegu” częstotliwości chwilowej zwiększa się z poziomu $\Delta F = 0,24$ Hz (0,067%) do $\Delta F = 0,52$ 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.

Opracowanie kryteriów oceny i poziomów diagnostycznych zużycia przetwornic elektromaszynowych

Autor opracował kryteria oceny i poziomów diagnostycznych zużycia podstawowych źródeł energii elektrycznej:

- a) zużycie podzespołów mechanicznych,
- b) zużycie podzespołów elektrycznych.

Ustalono pewne poziomy diagnostyczne [59]:

- A** – normalnego zużycia,
- B** – wzmożonego zużycia,
- C** – przedawaryjnego zużycia,
- D** – awaryjnego zużycia.

Na podstawie wyników badań określono pewne związki pomiędzy wartością względną amplitud harmonicznymi otrzymanych przy pomocy szybkiej transformaty Fouriera (**FFT**), realizowanej analizatorem SI firmy Shlumbenger, a pewnymi uszkodzeniami przetwornic:

- poziom parzystych harmonicznymi (w stosunku do wartości amplitudy podstawowej harmonicznej, tj. ≈ 400 Hz): **A** – $0 \div 0,4\%$, **B** – $0,4 \div 1,0\%$; zalecenie – sprawdzić, czy nie wystąpiło mimośrodowe przemieszczenie osi wirowania wirnika względem osi symetrii węzła łożyskującego wał przetwornicy („sprawdź luzy promieniowe”) i czy nie poluzowały się nabiegunniki stojana prądnicy;
- poziom trzeciej i piątej harmonicznej w stanie jałowym: **A** – $0 \div 2,0\%$, **B** – $2,0 \div 5,0\%$; zalecenie – sprawdzić, czy nie wystąpiło uszkodzenie kondensatora w układzie filtracji napięcia wyjściowego;
- poziom siódmej harmonicznej pod obciążeniem (w stosunku do wartości amplitudy podstawowej harmonicznej, tj. ≈ 400 Hz): **A** – $0 \div 1,0\%$, **B** – $1,0 \div 2,5\%$; **C** – $2,5 \div 5,0\%$; zalecenie – sprawdzić, czy nie wystąpiło uszkodzenie dławika w układzie filtracji napięcia wyjściowego.

Na podstawie wyników monitorowania uszkodzeń metodą **FAM-C** zauważono pewne związki pomiędzy uszkodzeniami przetwornic a zmodulowaniami częstotliwości napięcia wyjściowego.

Przekoszenie wałka przetwornicy – z uwagi na ograniczenie przekoszenia większości łożysk do wartości $1,5^\circ$ należy tę wartość przyjąć jako górny poziom strefy diagnostycznej **B**. Wartość graniczną pomiędzy strefą **A** i **B** można przyjąć na poziomie $0,75^\circ$; wartość graniczną pomiędzy strefą **C** i **D** należy wyznaczyć dla początku ocierania wirnika o nabiegunniki stojana – wartość takiego kąta można wyznaczyć ze wzoru:

$$\beta = \arctg (\Delta I_{\max} / L) \quad (3.5)$$

gdzie: ΔI_{\max} – wartość szczeliny powietrznej danej przetwornicy,
 L – długość wirnika pod nabiegunnikami.

Wartości kąta przekoszenia będą wyznaczone z modulacji częstotliwości chwilowych f_i (otrzymanych metodą **FAM-C**) o częstotliwości procesu f_p równej drugiej harmonicznej znamionowej prędkości obrotowej wału przetwornicy. Wartości przekoszenia można wyznaczyć, znając wymiary mechaniczne: rozstaw miejsc podporu wału przetwornicy L_{12} (rozstaw łożysk) oraz średnicę D_N . Jeżeli teraz określi się wartości amplitud odchylenia częstotliwości chwilowej od wartości średniej ($\{\Delta F_i\}_{\max}$ wartość maksymalna, $\{\Delta F_i\}_{\min}$ wartość minimalna), to można wyznaczyć wartość przekoszenia wału wirnika β ze wzoru (2.32).

Tablica 3.28

Wykaz parametrów stanów granicznych uzyskanych metodą „klasyczną”

Lp.	Typ wady	klasa	PAG-1F	PT-500C	PO-750
a)	współczynnik całkowitej zawartości harmonicznych	A	<3%	<3%	<3%
		B	3÷5%	3÷5%	3÷5%
		C	5÷8	5÷8	5÷8
		D	>8%	>8%	>8%
b1)	wartość skuteczna dowolnej wyższej nieparzystej harmonicznej napięcia w stosunku do wartości pierwszej harmonicznej	A	<2%	<2%	<2%
		B	2÷3,5%	2÷3,5%	2÷3,5%
		C	3,5÷5%	3,5÷5%	3,5÷5%
		D	>5%	>5%	>5%
b2)	wartość skuteczna dowolnej wyższej parzystej harmonicznej napięcia w stosunku do wartości pierwszej harmonicznej	A	<1%	<1%	<1%
		B	1÷2%	1÷2%	1÷2%
		C	2÷3%	2÷3%	2÷3%
		D	>3%	>3%	>3%
c)	współczynnik amplitudy napięcia (k_a)	A _{min}	<1,36	<1,36	<1,36
		A _{max}	<1,46	<1,46	<1,46
		B _{min}	1,31÷1,36	1,31÷1,36	1,31÷1,36
		B _{max}	1,46÷1,51	1,46÷1,51	1,46÷1,51
		C _{min}	1,26÷1,31	1,26÷1,31	1,26÷1,31
		C _{max}	1,51÷1,56	1,51÷1,56	1,51÷1,56
		D _{min}	<1,26	<1,26	<1,26
		D _{max}	>1,56	>1,56	>1,56
d)	wartość skuteczna napięcia wyjściowego [V]	A _{min}	>114	>114	>114
		B _{min}	112÷114	112÷114	112÷114
		C _{min}	108÷112	108÷112	108÷112
		D _{min}	<108	<108	<108
		A _{max}	<116	<116	<116
		B _{max}	116÷118	116÷118	116÷118
		C _{max}	118÷122	118÷122	118÷122
		D _{max}	>122	>122	>122
e)	głębokość modulacji amplitudy [%]	A	<1	<1	<0,5
		B	1÷1,5	1÷1,5	0,5÷0,75
		C	1,5÷2	1,5÷2	0,75÷1
		D	>2	>2	>1
f1)	wartość skuteczna harmonicznych obwiedni modulacji amplitudy w paśmie 10÷70 Hz [V]	A	<0,8	<0,8	<0,4
		B	0,8÷1,6	0,8÷1,6	0,4÷0,8
		C	1,6÷2,4	1,6÷2,4	0,8÷1,2
		D	>2,4	>2,4	>1,2

cd. tab. 3.28

f.2)	wartość skuteczna harmonicznych obwiedni modulacji amplitudy w paśmie 70÷200 Hz [V]	A	<0,3	<0,3	<0,1
		B	0,3÷0,45	0,3÷0,45	0,1÷0,15
		C	0,45÷0,6	0,45÷0,6	0,15÷0,2
		D	>0,6	>0,6	>0,2
g.1)	wartość szczytowa impulsów napięcia o czasie trwania 0,01÷0,03 ms [V]	A	<100	<100	<100
		B	100÷250	100÷250	100÷250
		C	250÷500	250÷500	250÷500
		D	>500	>500	>500
g.2)	wartość szczytowa impulsów napięcia o czasie trwania 0,03÷0,07 ms [V]	A	<100	<100	<100
		B	100÷200	100÷200	100÷200
		C	200÷400	200÷400	200÷400
		D	>400	>400	>400
g.3)	wartość szczytowa impulsów napięcia o czasie trwania 0,07÷0,5ms [V]	A	<50	<50	<50
		B	50÷100	50÷100	50÷100
		C	100÷150	100÷150	100÷150
		D	>150	>150	>150
h)	wartość trwania podwyższonej (powyżej 430 Hz) częstotliwości przy wyłączaniu obciążenia [s]	A	<0,0 5	<0,0 5	<0,0 5
		B	0,05÷0,15	0,05÷0,15	0,05÷0,15
		C	0,15÷0,3	0,15÷0,3	0,15÷0,3
		D	>0,30	>0,30	>0,30
i)	wartość trwania obniżonej (poniżej 370 Hz) częstotliwości przy załączeniu obciążenia [s]	A	<0,0 5	<0,0 5	<0,0 5
		B	0,05÷0,15	0,05÷0,15	0,05÷0,15
		C	0,15÷0,3	0,15÷0,3	0,15÷0,3
		D	>0,30	>0,30	>0,30
j)	wartość trwania obniżonego (poniżej 73 V) napięcia przy załączeniu obciążenia [s]	A	<0,01	<0,01	<0,01
		B	0,01÷0,03	0,01÷0,03	0,01÷0,03
		C	0,03÷0,1	0,03÷0,1	0,03÷0,1
		D	>0,1	>0,1	>0,1
k)	wartość trwania podwyższonego (powyżej 150 V) napięcia przy wyłączaniu obciążenia [s]	A	<0,01	<0,01	<0,01
		B	0,01÷0,03	0,01÷0,03	0,01÷0,03
		C	0,03÷0,1	0,03÷0,1	0,03÷0,1
		D	>0,1	>0,1	>0,1
l)	całkowity czas dobiegu [s]	A	>10	>18	>15
		B	5÷10	9÷18	7÷15
		C	2,0÷5	2,5÷9	2,5÷7
		D	<2,0	<2,5	<2,5

Tablica 3.29

Wykaz parametrów stanów granicznych uzyskanych metodą częstotliwościową

Typ Wady	Klasa	PAG-1F			PT-500C			PO-750		
		ΔF	f_{sr}	f_p	ΔF	f_{sr}	f_p	ΔF	f_{sr}	f_p
		Hz	Hz	Hz	Hz	Hz	Hz	Hz	Hz	Hz
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	
Przekoszenie	A	<0,3% f_s	-	400	<0,3% f_s	-	400	-	-	-
	B	0,3 ÷ 0,8% f_s	-	400	0,3 ÷ 0,8% f_s	-	400	-	-	-
	C	0,8 ÷ 1,1% f_s	-	400	0,8 ÷ 1,1% f_s	-	400	-	-	-
	D	>1,1% f_s	-	400	>1,1% f_s	-	400	-	-	-
Mimośród	A	<0,3% f_s	-	200	<0,3% f_s	-	200	<0,2% f_s	-	200
	B	0,3 ÷ 0,8% f_s	-	200	0,3 ÷ 0,8% f_s	-	200	0,2 ÷ 0,4% f_s	-	200
	C	0,8 ÷ 1,1% f_s	-	200	0,8 ÷ 1,1% f_s	-	200	0,4 ÷ 0,5% f_s	-	200
	D	>1,1% f_s	-	200	>1,1% f_s	-	200	>0,5% f_s	-	200

Mimośrodowość zawieszenia, tj. wartość metryczna przesunięcia osi wirnika względem osi symetrii gniazd łożyskowych. Wstępnie za wartość graniczną pomiędzy strefą **B** i **C** można przyjąć wartość granicznie dopuszczalnego (według technologii remontu) bicia promieniowego. Wartość przesunięcia mimośrodowego można wyznaczyć ze wzoru (2.16).

Opracowane dane (zaprezentowane poniżej) mogą być zastosowane przy projektowaniu testerów polowych, których zasada działania oparta będzie na pomiarze parametrów: napięcia i natężenia prądu.

Wstępne poziomy diagnostyczne i propozycje ich wizualizacji

„Klasyczne” metody badań

Wstępne poziomy diagnostyczne parametrów badanych „klasycznymi” metodami zestawiono w tablicy 3.28. Parametry dobrano na podstawie normy [102] oraz doświadczeń diagnostycznych autora.

Częstotliwościowa metoda badań (FAM-C)

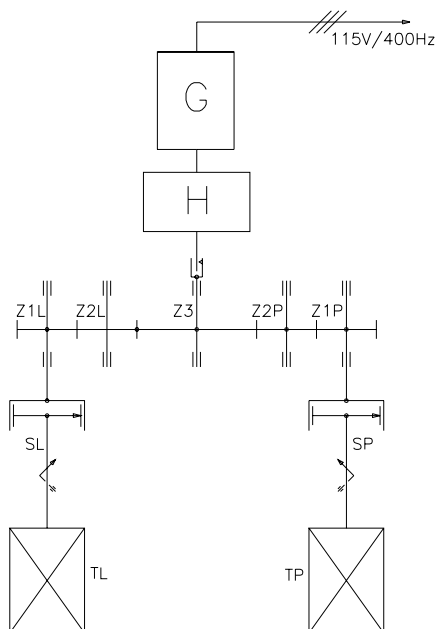
Wstępne poziomy diagnostyczne parametrów badanych metodą częstotliwościową zestawiono w tablicy 3.29. Parametry dobrano na podstawie normy [102] oraz doświadczeń diagnostycznych pracowni.

3.4. Ocena sprzęgieł jednokierunkowych samolotu MiG-29 oraz stabilizatora hydraulicznego bloku GP-21

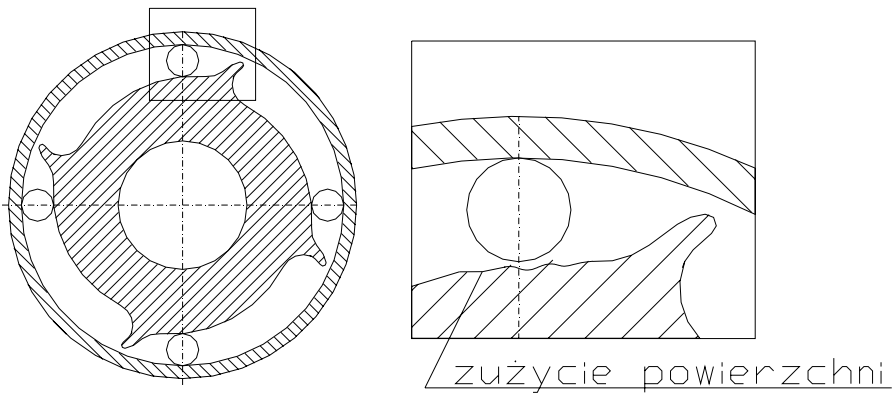
3.4.1. Wprowadzenie do problematyki

Geneza i pierwsze aplikacje metody

W czasie pracy zawodowej w Instytucie Technicznym Wojsk Lotniczych autor niniejszego opracowania niejednokrotnie otrzymywał do badania prądnice lotnicze z ukłębionymi wałkami. W większości przypadków przyczyna awarii nie leżała w stanie technicznym prądnicy, lecz w zużyciu podzespołów zespołu napędowego (rys. 64), a dokładniej w zużyciu sprzęgła zespołu napędowego (rys. 65). Zastosowanie metody opartej na pomiarze modulacji częstotliwości umożliwiło określenie stopnia zużycia poszczególnych podzespołów. Na rys. 66 przedstawiono zobrazowania na płaszczyźnie (f_p , ΔF) otrzymane z pomiarów dla skrzyni napędów o różnym poziomie zużycia sprzęgła jednokierunkowego: zbiór punktów dla sprzęgła będącego przyczyną awarii pokazano na rys. 66a, dla średnio zużytego – rys. 66b) i dla fabrycznie nowego – rys. 66c. Przy przekroczeniu wartości $\Delta F_{\max} = 40$ Hz następowało ukłębienie się wałka prądnicy.



Rys. 64. Schemat kinematyczny dwusilnikowego zespołu napędowego samolotu MiG-29
 TL, TP – silniki napędowe lewy i prawy; Z1L, Z2L, Z3, Z2P, Z1P – koła zębate;
 SL, SP – sprzęgła jednokierunkowe; H – regulator hydrauliczny; G – prądnica prądu przemiennego 115V/400 Hz



Rys. 65. Sprzęgło jednokierunkowe – schemat pogładowy

Systematyczne badania pozwoliły zaobserwować, że istnieje ścisły związek czasu trwania odchylenia częstotliwości (t_{od}) z danym elementem napędu.

Tester diagnostyczny, system diagnostyczny

Dane doświadczalne z badań przeprowadzonych na samolotach pozwoliły wyznaczyć (dla danych jego elementów) wstępne poziomy diagnostyczne (rys. 67):

- a) normalnego zużycia;
- b) wzmożonego zużycia;
- c) przedawaryjnego zużycia;
- d) awaryjnego zużycia.

Dla tych poziomów opracowano pierwszy prototypowy tester diagnostyczny DIA-KSA-C (rys. 68). Został on wprowadzony do eksploatacji w pułku lotniczym w 1995 r. biuletynem eksploatacyjnym nr P/3932/E przez Głównego Inżyniera Wojsk Lotniczych i Obrony Powietrznej, pomimo że był tylko modelem pracującym.

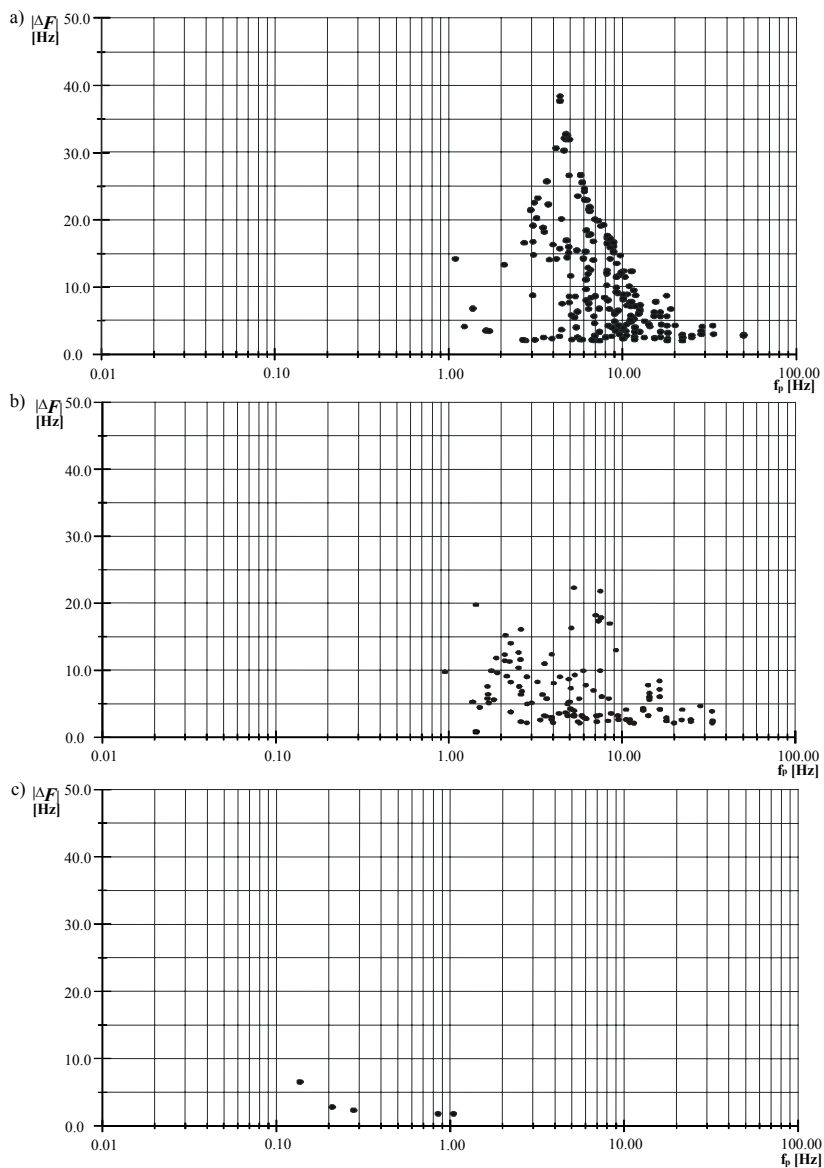
Tester był prosty w obsłudze, miał małe wymiary (100×190×40 mm) i masę (430 g). Jego układ pomiarowy składał się z bloków (rys. 69):

- standaryzacji sygnału napięcia wyjściowego prądnicy pokładowej,
- obliczania czasów trwania półkresów,
- obliczania częstotliwości średniej,
- poszukiwania odchyłeń (ΔF) i obliczania czasu trwania odchyłeń (t_{od}),
- wypracowania sygnałów diagnostycznych,
- końcowych: pamięci wewnętrznej, sygnalizacji stanów diagnostycznych (diody LED), wyświetlacza (symbol zużytego elementu).

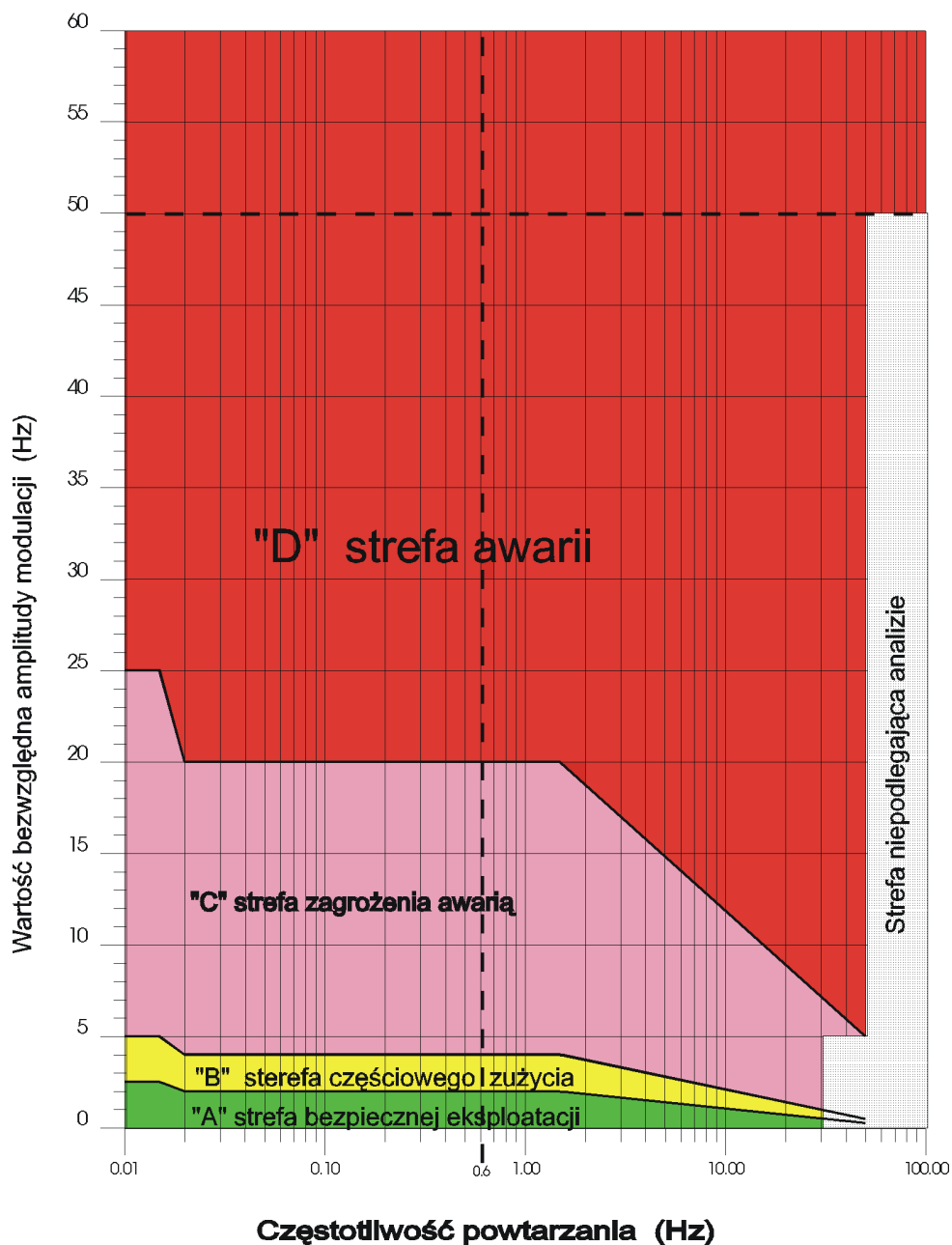
Wyświetlacz (rys. 68 i 69) ukazuje symbol najbardziej zużytego elementu:

- SP – dla sprzęgła jednokierunkowego,
- HO – dla hydraulicznego regulatora obrotów.

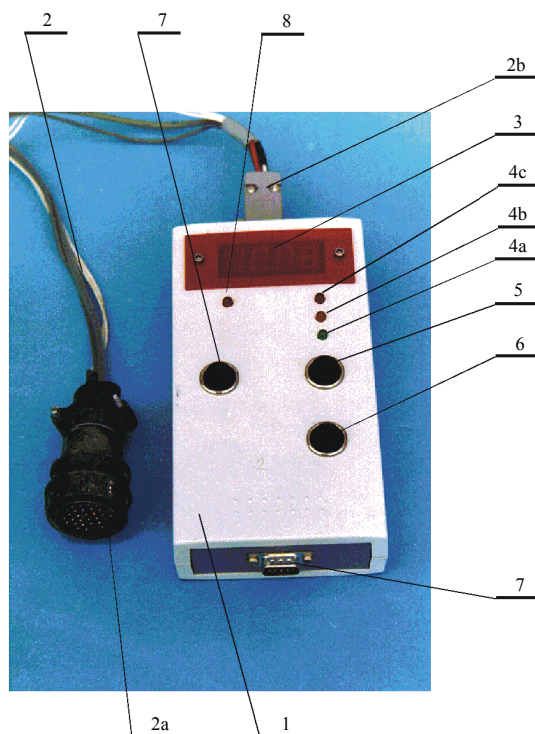
Poniżej zaś świeci jedna z diod LED (strefa A – zielona, B – żółta, C – czerwona, światło ciągłe, D – czerwona, światło migające), oznaczająca klasyfikację diagnostyczną tego elementu.



Rys. 66. Zbiór punktów charakterystycznych dla skrzyni napędów KSA-2 ze sprzęgłem jednokierunkowym: a) zużyty, b) średnio zużyty, c) fabrycznie nowym



Rys. 67. Strefy diagnostyczne testera DIA-KSA-C

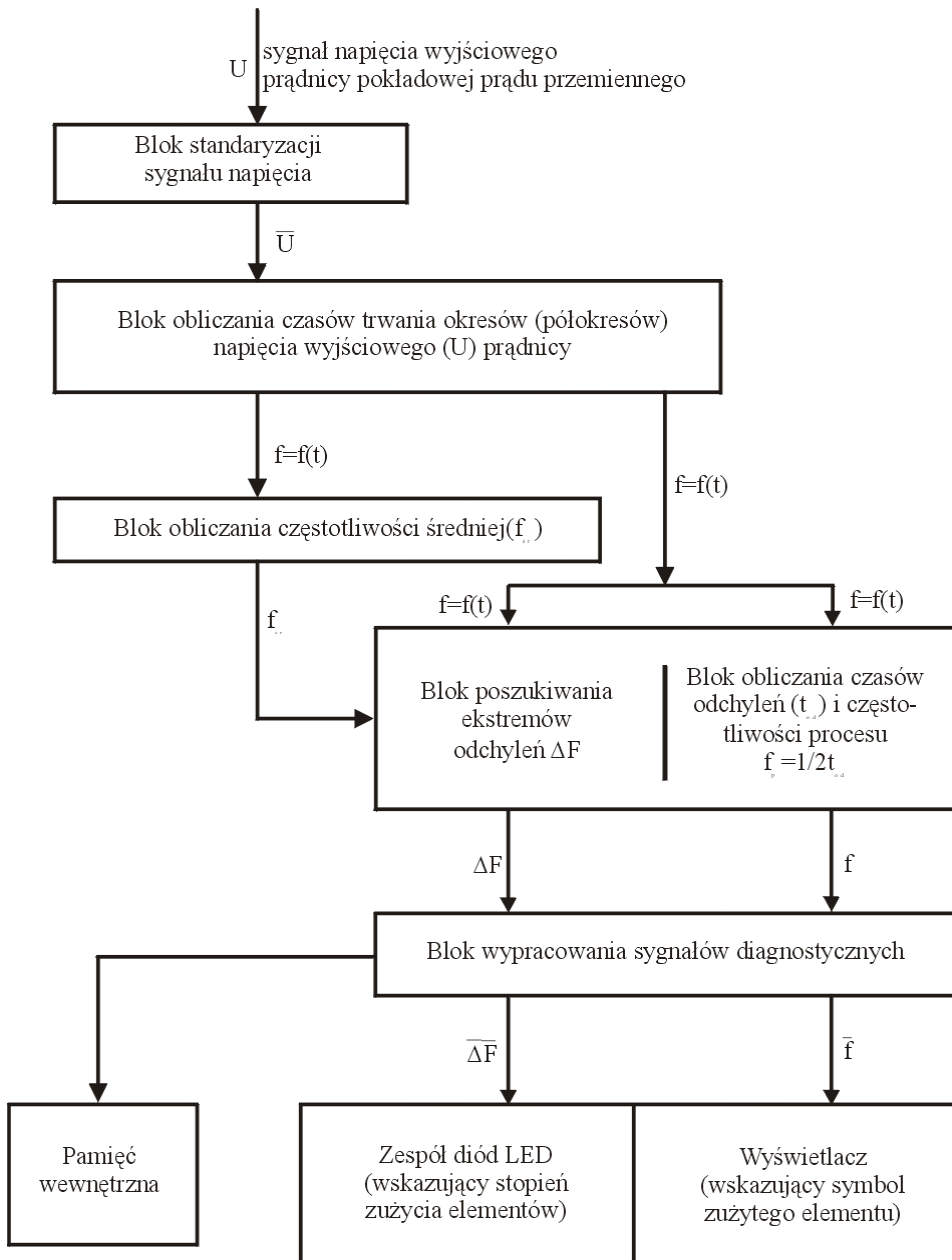


Rys. 68. Wygląd zewnętrzny testera diagnostycznego DIA-KSA-C (pierwsza wersja):

- 1) obudowa; 2) kabel łączący tester z samolotem; 2a) złącze do podłączenia z instalacją samolotu;
- 3) wyświetlacz (wskazujący symbol zużytego elementu); 4) zespół diod LED (wskazujący stopień zużycia elementów); 4a) dioda LED (zielona) sygnalizująca strefę bezpiecznej eksploatacji; 4b) dioda LED (żółta) sygnalizująca strefę częściowego zużycia; 4c) dioda LED (czerwona) sygnalizująca strefę zagrożenia awarią lub strefę awarii; 5) przycisk "+" do ustawienia numeru samolotu i silnika; 6) przycisk "-" do ustawienia numeru samolotu i silnika; 7) przycisk do uruchamiania testu; 8) dioda LED (pomarańczowa) sygnalizująca trwanie testu; 9) złącze do połączenia z komputerem

Skuteczność działania tych prototypowych testerów spowodowała potrzebę wytworzenia testerów seryjnych o wyższej odporności na trudne warunki polowej eksploatacji wojskowej.

Powstała więc konstrukcja testera DIA-KSA-CM (rys. 70) w solidnej obudowie ze stopu aluminiowego z uszczelnionymi wyjściami. Jego schemat blokowy przedstawiono na rys. 71. Jednocześnie duża liczba testów na wielu samolotach powodowała trudności w śledzeniu zużycia elementów poszczególnych statków powietrznych. Pojawiła się konieczność utworzenia systemu archiwizacji i obróbki danych. Jego wprowadzenie umożliwiło częściową automatyzację procesu diagnozowania i ułatwiło proces podejmowania decyzji eksploatacyjnej.



Rys. 69. Schemat blokowo-funkcyjny testera DIA-KSA-C

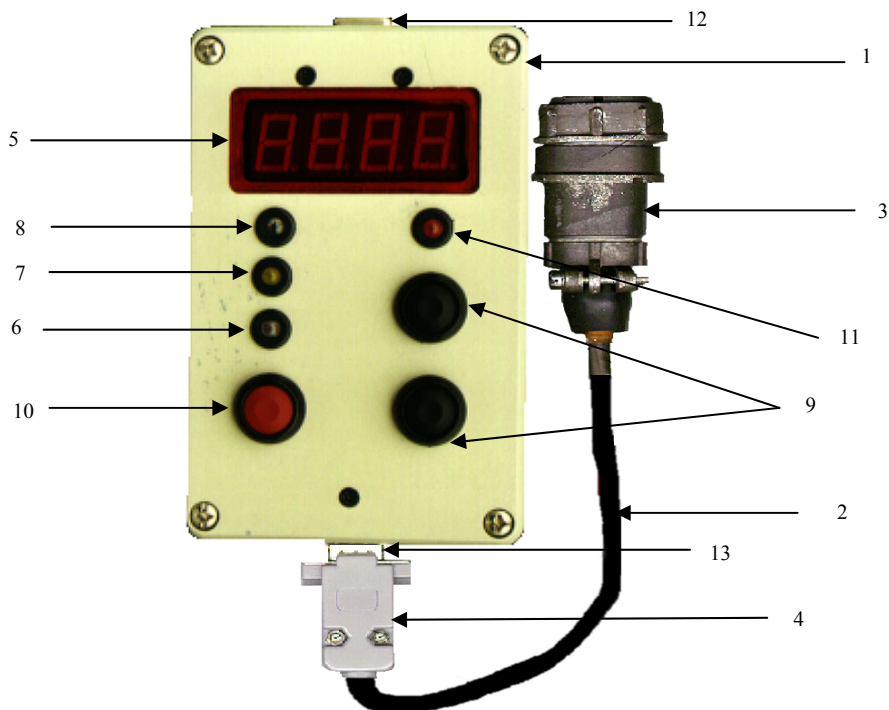
3.4.2. Opis techniczny i eksploatacja testera diagnostycznego DIA-KSA-CM

Przeznaczenie

Tester diagnostyczny DIA-KSA-CM (rys. 70) był już produktem seryjnym i podobnie jak prototyp DIA-KSA-C służył do określenia stopnia zużycia sprzęgieł jednokierunkowych skrzyni napędów KSA-2 oraz bloku hydraulicznego agregatu GP-21 samolotu MiG-29.

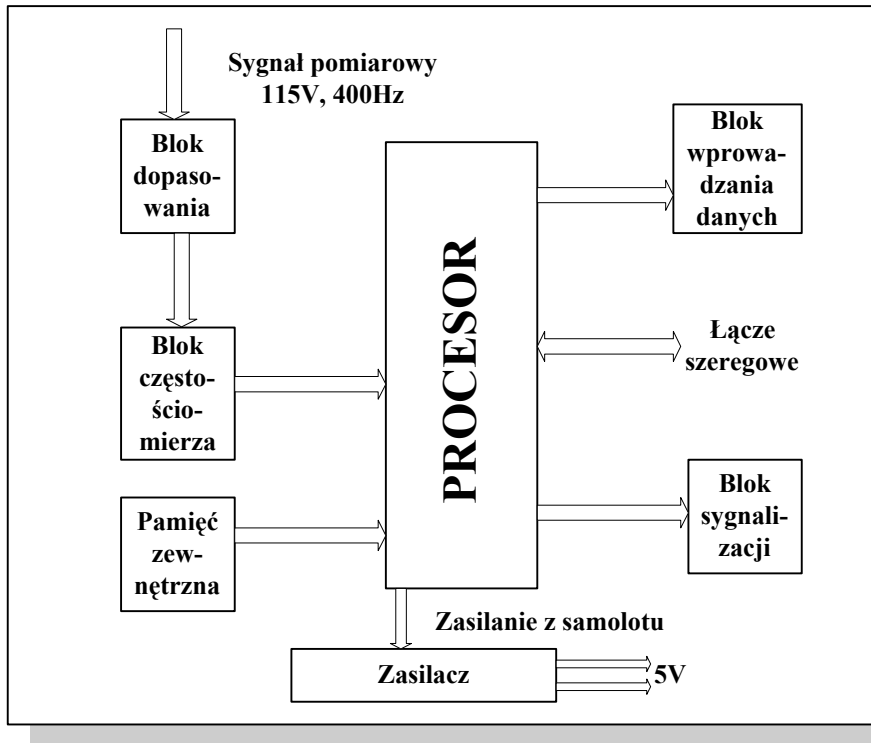
Konstrukcja i działanie

Na rys. 70 przedstawiono widok ogólny testera diagnostycznego DIA-KSA-CM, a na rys. 71 schemat blokowy. Tester ma możliwość gromadzenia i przesyłania danych (blok wprowadzania danych – rys. 71) do systemu zewnętrznego zapewniającego archiwizację danych.



Rys. 70. Wygląd testera diagnostycznego DIA-KSA-CM (wersja druga – seryjna):

- 1) obudowa, 2) kabel Kab-DIA-KSA-CM (przeznaczony do połączenia testera z samolotem),
- 3) złącze 2RMD33KPN32G5W1, 4) złącze CANON DB9, 5) wyświetlacz, 6) dioda LED (zielona) sygnalizująca „strefę” bezpiecznej eksploatacji, 7) dioda LED (żółta) sygnalizująca strefę częściowego zużycia,
- 8) dioda LED (czerwona) sygnalizująca strefę zagrożenia awarią lub strefę awarii, 9) przyciski („+” i „-”) do wprowadzania numeru samolotu, oznaczania silnika oraz do przeszukiwania danych diagnostycznych dla danego testu, 10) przycisk do uruchamiania testu, 11) dioda LED (pomarańczowa) sygnalizująca trwanie testu, 12) złącze do połączenia z komputerem, 13) złącze testera



Rys. 71. Schemat blokowy testera diagnostycznego DIA-KSA-CM

Układ testera diagnostycznego składa się z następujących bloków:

- dopasowania sygnału wejściowego;
- częstościomierza;
- procesora;
- pamięci zewnętrznej;
- wprowadzania danych;
- sygnalizacji wyniku pomiaru;
- zasilacza.

W bloku dopasowania sygnału wejściowego (napięcie 115 V / 400 Hz) znajduje się układ ogranicznika, filtr dolnoprzepustowy i komparator napięcia. Blok dopasowania przeznaczony jest do standaryzowania wartości napięciowych sygnału wejściowego.

Blok częstościomierza zawiera licznik impulsów pracujący z zegarem częstotliwości odniesienia 1 MHz. Liczba impulsów tego zegara zmierzona w każdym półokresie sygnału wejściowego przesyłana jest do bloku procesora, gdzie poddawana jest dalszej obróbce.

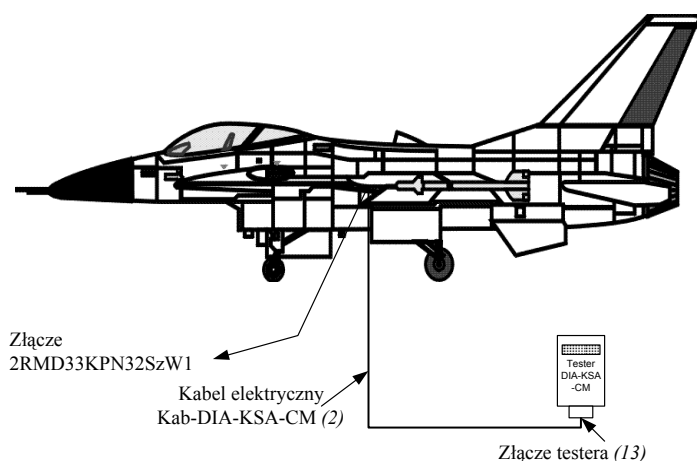
Blok wprowadzania danych zawiera przyciski manipulacyjne (9), które umożliwiają wprowadzenie danych identyfikujących badany obiekt (numer taktyczny samolotu i symbol silnika: „lewy” lub „prawy”) oraz przycisk rozpoczęcia pomiaru (10).

Blok sygnalizacji składa się z:

- sterownika oraz czteropozycyjnego wyświetlacza segmentowego, na którym wyświetlany jest trzycyfrowy numer samolotu i symbol silnika („L” – lewy silnik, „P” – prawy silnik);
- trzech diod typu LED sygnalizujących stopień zużycia sprzęgła jedno-kierunkowego w skrzynce napędów KSA-2 lub bloku hydraulicznego;
- diody typu LED koloru pomarańczowego sygnalizującej trwanie testu.

Dane techniczne

- | | |
|--|---------------|
| • napięcie zasilania testera (z sieci pokładowej samolotu) | 27 V ± 10 %; |
| • maksymalna wartość poboru prądu | 330 mA; |
| • napięcie sygnału pomiarowego | 30÷200 V; |
| • zakres częstotliwości | 400±9 Hz; |
| • długość kabla Kab-DIA-KSA-CM | 10 m; |
| • wymiary testera: | |
| długość ze złączami | max 140 mm; |
| szerokość | max 87 mm; |
| wysokość z przyciskami | max 53 mm; |
| • masa | |
| testera diagnostycznego z przewodem | 900 g; |
| testera diagnostycznego bez przewodu | 590 g; |
| • rodzaj pracy | ciągła; |
| • temperatura pracy | -35 ÷ +50 °C. |



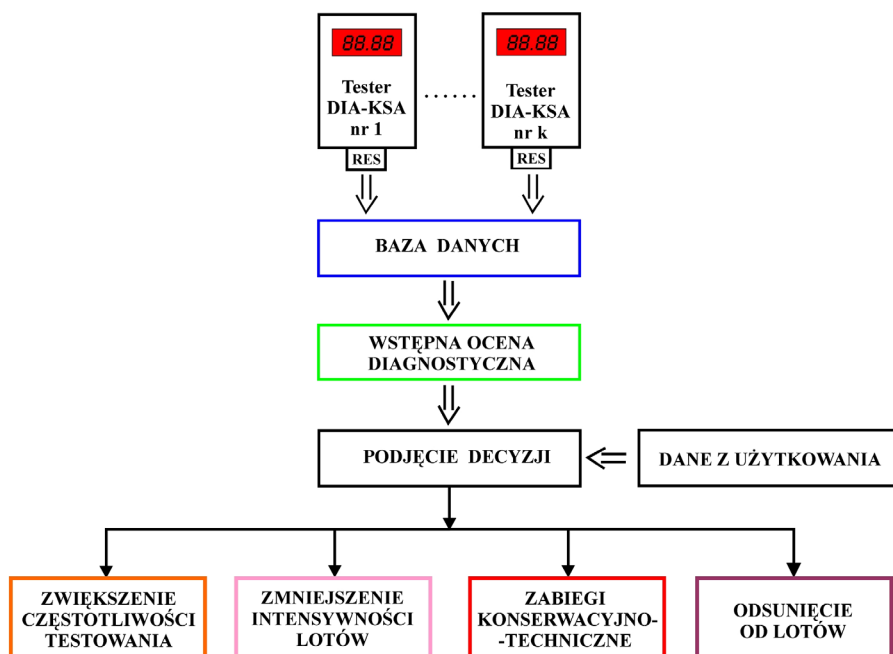
Rys. 72. Sposób podłączenia testera diagnostycznego DIA-KSA-CM

W eksploatacji polowej tester DIA-KSA-CM jest prosty w obsłudze. Wystarczy podłączyć kabel (Kab-DIA-KSA-CM) do złącza 2RMD33KPN32SzW1 we wnęce lewej nogi samolotu (rys. 72) nacisnąć przycisk załączania testu („START”) i po 60 s na wyświetlaczu ukaże się symbol najbardziej zużytego podzespołu. Jednocześnie odpowiednia dioda LED wskaże poziom zużycia tego podzespołu.

Wykorzystanie wyników testu

Pojemność pamięci wewnętrznej testera diagnostycznego DIA-KSA-CM wynosi 100 zapisów. Po wypełnieniu się pamięci wyniki pierwszych testów są automatycznie kasowane. Dlatego też co 50÷100 pomiarów dane należy przekopiować do eskadrowej bazy danych EbD-KSA (zgodnie z opracowaniem „Opis techniczny, instrukcja obsługi i eksploatacji systemu SD-KSA diagnozowania sprzęgieł jednokierunkowych i bloków regulatora hydraulicznego samolotu MiG-29”), co spowoduje wyzerowanie pamięci wewnętrznej testera. Dla ułatwienia kontroli wypełniania 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 przepisaniu informacji zawartej w pamięci wewnętrznej testera do eskadrowej bazy danych.

Tester DIA-KSA-CM w istotny sposób ułatwia podjęcie decyzji eksploatacyjnej (rys. 73).



Rys. 73. System diagnostyczny SD-KSA

3.4.3. Opis systemu diagnostycznego SD-KSA

Przeznaczenie

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 dla personelu technicznego jednostki lotniczej, umożliwiające prognozowanie wystąpienia stanów awaryjnych ww. podzespołów samolotu. System SD-KSA umożliwia gromadzenie danych dla komputerowego systemu analizy niezawodności statków powietrznych „SAN”.

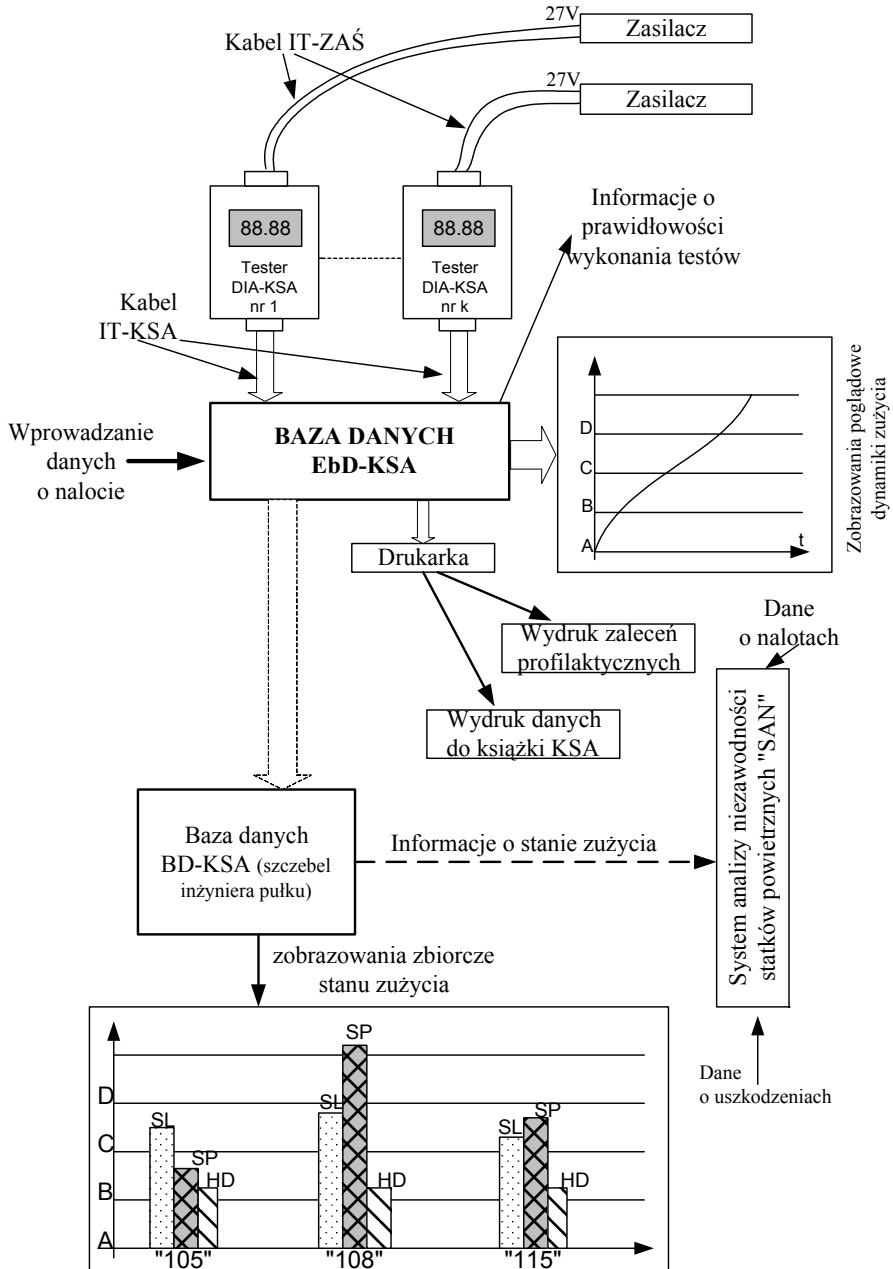
Konstrukcja i działanie

System diagnostyczny SD-KSA składa się z czterech poziomów pozyskiwania i obróbki danych:

- I – poziom bezpośredniego pozyskiwania danych o zużyciu sprzęgieł jednokierunkowych skrzyni napędów KSA-2 oraz bloku hydraulicznego agregatu GP-21 z samolotu MiG-29;
- II – poziom wstępnej obróbki danych w eskadrze lotniczej;
- III – poziom zbiorczej ewidencji zużycia ww. elementów samolotów MiG-29 w sekcji inżynieryjno-lotniczej pułku lotniczego;
- IV – poziom wypracowania decyzji eksploatacyjnej:
 - zwiększenia częstotliwości testowania,
 - zmniejszenia intensywności lotów,
 - zabiegi konserwacyjno-techniczne, jak odpowietrzenie bloku GP-21 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; nakaz rozruchu od lewego silnika powoduje przekierowanie uderzeń mechanicznych występujących podczas rozruchu na lewy silnik – 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.

Na rys. 74 i 75 przedstawiono schemat blokowy systemu. System SD-KSA ma dwie bazy danych (rys. 75):

- baza danych EbD-KSA na szczeblu eskadry lotniczej – poziom II,
- baza danych BD-KSA na szczeblu inżyniera pułku lotniczego – poziom III.



Rys. 74. Schemat blokowy systemu diagnostycznego DIA-KSA-CM

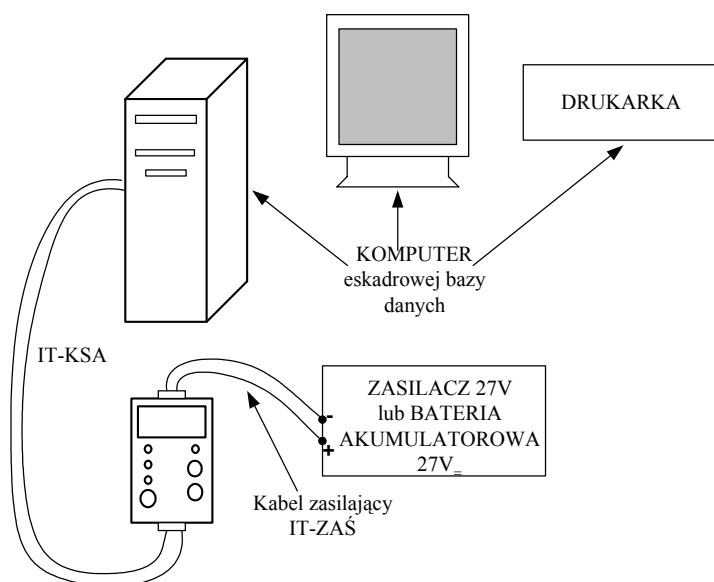
Na szczeblu eskadry obserwowane są trendy zużycia poszczególnych elementów zespołu napędowego w funkcji godzin nalotu indywidualnie dla każdego statku powietrznego. Dzięki temu możliwe jest wstępne opracowanie środków konserwacyjno-technicznych. Inżynier eskadry ma możliwość zareagowania w przypadku nietypowego przyspieszenia zużycia w funkcji godzin nalotu. Na szczeblu inżyniera pułku lotniczego w bazie danych preferowane są wykresy słupkowe kompleksowo zestawiające kondycję techniczną wszystkich statków powietrznych. Dzięki temu możliwe staje się szybkie wstępne wyznaczenie liczby statków powietrznych do planowania lotów.

Ponadto z poziomu III 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:

- I – od 3 do 30 kompletnych testerów DIA-KSA-CM;
- II – od 1 do 4 (w zależności od systemu organizacyjnego jednostki wojskowej) eskadrowych baz danych EbD-KSA, zainstalowanych na komputerach PC;
- III – 1 baza danych BD-KSA zainstalowana na komputerze PC.



Przygotowanie testera diagnostycznego DIA-KSA-CM do transmisji danych do eskadrowej bazy danych EbD-KSA przedstawia rys. 75.



Rys. 75. Schemat blokowy połączenia testera DIA-KSA-CM w czasie współpracy z eskadrową bazą danych EbD-KSA

Edycja wszystkich wykonanych testów zapisanych w eskadrowej bazie danych EbD-KSA (zakres czynności technika samolotu oraz inżyniera eskadry)

Zarówno technik samolotu, jak i inżynier eskadry mają możliwość przejrzania wyników wszystkich zrobionych dotychczas serii testów na statkach powietrznych. W tym celu należy na pasku narzędziowym uruchomić polecenie [Edit]. Powoduje to ukazanie się okna (rys. 76), w którym przedstawione są dane o przekroczeniu poszczególnych stref dla sprzęgła jednokierunkowego (strefa SP) oraz dla agregatu hydraulicznego (strefa HD) danego statku powietrznego.

Nr samolotu - 66 silnik - L 1999.12.21 godz: 10:25	
Liczba przekroczeń - STREFA HD: HDD2 = 0 HDD1 = 0 HDC = 0 HDB = 0	
Liczba przekroczeń - STREFA SP: SPD2 = 0 SPD1 = 0 SPC = 0 SPB = 0	
alarm strefa HD	
alarm strefa SP	
NR TESTERA - 199911001	

Rys. 76. Przykładowy widok okna edycji wszystkich dotychczas wykonanych pomiarów testerem DIA-KSA-CM na SP z określeniem przekroczeń w poszczególnych strefach

Wprowadzanie danych do eskadrowej bazy danych EbD-KSA (zakres czynności inżyniera eskadry)

Nr samolotu – 66 silnik – L 1999.12.21 godz: 10:25			
NR TESTERA		9911001	
num er fabryczny KSA-2	<input type="text" value="-----"/>	czas n alotu	<input type="text" value="----"/>
num er fabryczny GP-21	<input type="text" value="-----"/>	czas n alotu	<input type="text" value="----"/>

Rys. 77. Zobrazowania danych w EbD-KSA – wykorzystanie wyników testów przez inżyniera eskadry

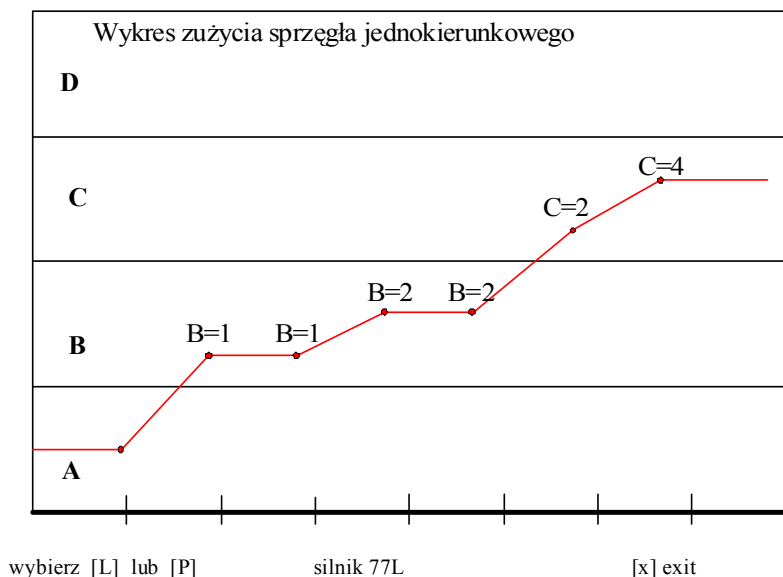
Należy uruchomić polecenie **[TYLKO dla inż. Esk.]** w górnym pasku narzędziowym.

Na ekranie monitora powinien pokazać się napis „**Podaj numer KODU DOSTĘPU**”. Należy wpisać czterocyfrowy kod podany przez dostawcę. Na ekranie powinno rozwinąć się menu (rys. 65):

- „Wprowadź dane o nalocie”;
- „Wykres zużycia sprzęgieł jednokierunkowych”;
- „Wykres zużycia reg. hydr. agregatu GP-21”;
- „Wydruk wpisów do książki obsługi samolotu”;
- „Wydruk wpisów do książki KSA-2”;
- „WYJŚCIE”.

Wybrać polecenie **[Wykres zużycia sprzęgieł jednokierunkowych]** w rozwiniętym pasku narzędziowym. Na ekranie powinien pojawić się komunikat: „**Podaj numer samolotu MiG-29**” oraz podświetlone miejsce do wpisania numeru samolotu.

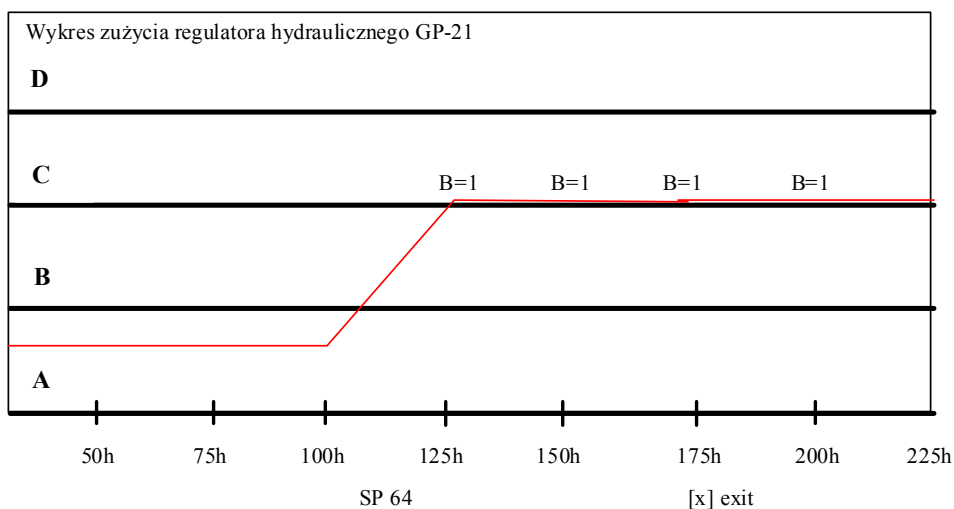
Wpisać numer samolotu i wcisnąć klawisz „**Enter**”. Na ekranie (rys. 77) powinien pojawić się linearyzowany wykres we współrzędnych prostokątnych, przedstawiający zmiany względnej liczby punktów przekroczeń poszczególnych stref diagnostycznych jednego (lewego albo prawego) sprzęgła jednokierunkowego (rys. 78). Nad każdym punktem graficznym powinna być wyświetlana liczba punktów przekroczeń powyżej danej klasyfikacji diagnostycznej.



Rys. 78. Przykładowy wykres zużycia sprzęgieł jednokierunkowych

Przyciskając klawisze „L” lub „P” można wywołać odpowiednio wykresy lewego lub prawego sprzęgła jednokierunkowego danego statku powietrznego. Po wciśnięciu klawisza „X” pokazuje się ponownie komunikat „Podaj numer samolotu MiG-29” oraz podświetlone miejsce do wpisania numeru samolotu, co umożliwi powtórzenie procedury uruchamiania wykresużądanego statku powietrznego.

Należy wybrać polecenie [Wykres zużycia reg. hydr. agregatu GP-21] w rozwiniętym pasku narzędziowym. Na ekranie powinien pojawić się komunikat: „Podaj numer samolotu MiG-29” oraz podświetlone miejsce do wpisania numeru samolotu. Wpisać numer samolotu i wcisnąć klawisz „Enter”. Na ekranie powinien pojawić się linearyzowany wykres we współrzędnych prostokątnych, przedstawiający zmiany względnej liczby punktów przekroczeń poszczególnych stref diagnostycznych regulatora hydraulicznego agregatu GP-21 (rys. 79). Nad każdym punktem graficznym powinna być wyświetlana liczba punktów przekroczeń powyżej danej klasyfikacji diagnostycznej.



Rys. 79. Przykładowy wykres zużycia regulatora hydraulicznego agregatu GP-21

UWAGA: Zgodnie z algorytmem dla bloku GP-21 przeprowadza się testy kolejno przy pracującym lewym, a następnie prawym silniku. Dla każdej z tych prób istnieje klasyfikacja wstępna. Jeżeli klasyfikacje te różnią się między sobą, to przyjmuje się kategorię wyższego zużycia z tych dwóch klasyfikacji.

Dane o nalocie KSA-2 i GP-21. Wykorzystanie wyników testów przez inżyniera specjalności płatowiec i silnik pułku

Na szczeblu pułku lotniczego inżynier specjalności płatowiec i silnik ma możliwość uzyskania informacji o aktualnym nalocie **skrzynki napędów KSA-2**

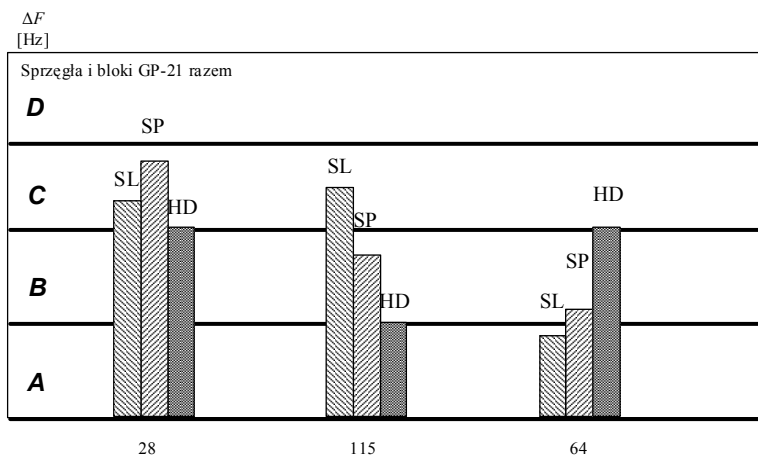
oraz **bloku regulatora hydraulicznego GP-21** zamontowanych na statku powietrznym, na którym został wykonany test (rys. 80 i 81).

Samolot MiG-29		Nr. 103756810066	
numer fabryczny KSA-2	781256700114	czas nalotu	370 h
numer fabryczny GP-21	1345671450011	czas nalotu	370 h

Rys. 80. Przykładowy widok okna z danymi o nalocie skrzynki napędów KSA-2 oraz bloku regulatora hydraulicznego GP-21

Zobrazowania danych w BD-KSA. Wykorzystanie wyników testów przez inżyniera specjalności płatowiec i silnik na szczepku pulku lotniczego

Inżynier specjalności płatowiec i silnik ma możliwość uzyskania dwóch rodzajów zobrazowań wyników testów przeprowadzonych za pomocą testera diagnostycznego DIA-KSA-CM. Zobrazowania te może uzyskać w postaci wykresów liniowych lub słupkowych.



Rys. 81. Przykładowy wykres zobrazowań słupkowych dla trzech statków powietrznych po wybraniu z menu „Zobrazowania słupkowe” polecenia „Sprzęgła i bloki GP razem”

Rozdział 4

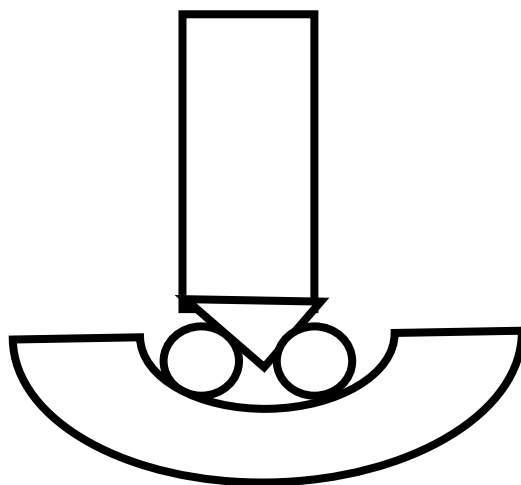
ŁOŻYSKO TOCZNE I JEGO MONITOROWANIE METODAMI FAM-C I FDM-A

4.1. Wstęp. Łożysko toczne jako obiekt mechaniczny

Pierwsze rozwiązania problemu łożyskowania koła wykorzystywały zasadę łożysk ślizgowych. Idea łożyskowania tocznego czekała na swojego wynalazcę dość długo, bo do początków naszej ery. Pierwsze urządzenie, które można uznać za łożysko toczne, odkryto na wraku trójmasztowca rzymskiego z I w. n.e. wydobytego z jeziora Nemi (Włochy) w 1928 r. [32]. Zbudowane zostało z dwóch tarcz drewnianych, z których jedna obracała się względem drugiej na ośmiu brązowych kulach w okrągłym pierścieniowym rowku wykonanym w górnej tarczy. Prawie 1400 lat później Leonardo da Vinci wykonał szkice, które można uznać za pierwszy projekt łożyska tocznego (rys. 82). Z rysunku można wywnioskować, że przeprowadził on głębokie studium nad przekazywaniem ruchu przez styk toczny. Jednakże ówczesne techniki wytwarzania nie były w stanie rozpowszechnić na większą skalę tej idei konstrukcyjnej.

Szersze zastosowanie części tocznych w podporach obracających się urządzeń obserwuje się dopiero w XVIII w. W 1772 r. we Francji nadano patent na pierwsze kompletne łożysko zawierające kulki między dwoma pierścieniami. Twórcą tego łożyska był Charles Varlo, który opisał je w interesującej rozprawie pod tytułem „Rozważania nad tarciami i urządzeniem, które może być stosowane w powozach, kołowrotach i okrętach oraz wykaz materiałów i opis jego wykonania”. Łożysko Charlesa Varlo jest niewątpliwie prototypem współczesnych łożysk tocznych. Największe zasługi w rozwoju mechaniki łożysk położył fizyk Heinrich

Rudolf Hertz (1857–1894), który (oprócz prac związanych z doświadczalnym odkryciem fal elektromagnetycznych) opracował teorię rozkładu dwóch stykających się odkształcalnych ciał sprężystych, będącą do tej pory podstawą konstrukcyjnych obliczeń wytrzymałościowych łożysk. Po wprowadzeniu przemysłowych metod produkcji łożysk tocznych okazało się, że identyczne łożyska wykonane z tych samych materiałów oraz tymi samymi metodami wykazują w praktyce różną żywotność. Było to sporym zaskoczeniem dla producentów i użytkowników łożysk. Poszukiwano więc wyjaśnienia tego zjawiska, które uniemożliwiało budowę maszyn o zamierzonym poziomie niezawodności działania. Interpretację zjawiska zaproponował szwedzki inżynier metalurg Weibull, wykorzystując teorię wielkości granicznych do określania rozkładu statystycznego wytrzymałości na pękanie rzeczywistych materiałów. Statystyczne ujęcie Weibulla w odniesieniu do łożysk tocznych zweryfikowali G. Lundberg i A. Palmgren (1947 r.), wykonując obszerne badania trwałości łożysk (odporność na zużycie zmęczeniowe) w szwedzkiej firmie SKF. W wyniku tych badań doświadczalnych wykazano, że rozkład zmiennej losowej, którą jest wytrzymałość łożysk na zużycie zmęczeniowe, może być aproksymowana rozkładem Weibulla. Wychodząc z teorii Weibulla, Lundberg i Palmgren opracowali zależność określającą prawdopodobieństwo trwałości łożyska w określonych warunkach pracy, przyjmując za podstawę ilość pracy (liczbę obrotów), podczas której może uszkodzić się najwyżej 10% łożysk danego typu.



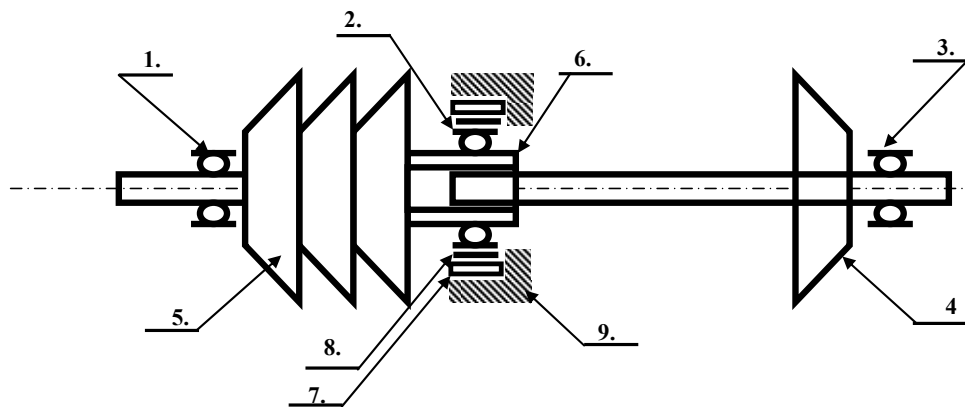
Rys. 82. Idea łożyska tocznego przedstawiona przez Leonarda da Vinci

4.2. Znaczenie węzłów łożyskowych w silniku turbinowym – opis obiektu badań

Obiektem badań był silnik turbinowy jednowałowy (rys. 83). Dzielony wał główny (wał sprężarki, wał turbiny) połączony pośrodku wielowypustowo, podparty na trzech łożyskach tocznych.

Łożysko przednie ma inną liczbę elementów tocznych niż środkowe – ich zbiory charakterystyczne były więc łatwo rozróżnialne przy pomocy metody FDM-A. Węzeł łożyska środkowego jest najbardziej obciążonym podzespołem ze wszystkich trzech podpór silnika. Tutaj bowiem są najtrudniejsze warunki chłodzenia i największa strzałka ugięcia zespołu wirnikowego. Łożysko środkowe jest swoim zewnętrznym pierścieniem wciśnięte w tuleję sprężystą, która swoimi wypustkami jest mocowana do korpusu silnika. Czasami podczas remontów silnika widoczne są ślady obracania się (poślizgi) obwodu łożyska w tulei. Zdarzają się także przypadki pęknięcia (rozerwania obwodu) tulei sprężystej.

Wewnętrzny pierścień łożyska jest wciśnięty na czop sprężarki. Do wnętrza czopa wprowadzony jest wał turbiny poprzez połączenie wielowypustowe. Połączenie to umożliwia przenoszenie momentu obrotowego z wału turbiny do wału sprężarki, zapewniając jednocześnie elastyczność połączenia. Połączenie wzdłużne obu części wału składa się z kolei z dwóch półpierścieni i odpowiedniej nakrętki, która jest nakręcana na końcówkę czopa łożyska środkowego (rys. 90).



Rys. 83. Schemat kinematyczny jednowałowego silnika turbinowego: 1) łożysko przednie, 2) łożysko środkowe, miejsce połączenia obu części wału (wał turbiny, wał sprężarki), 3) łożysko tylne, 4) turbina, 5) sprężarka, 6) czop łożyska środkowego, 7) tłumik drgań poprzecznych łożyska środkowego, 8) tuleja sprężysta, 9) gniazdo łożyska środkowego



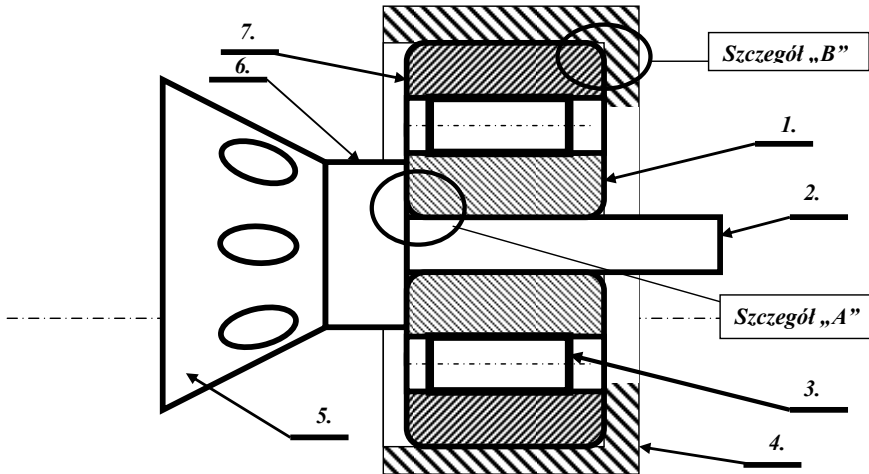
Rys. 84. Czop łożyska środkowego, miejsce połączenia obu części wału (wał turbiny, wał sprzężarki)

Rozerwanie tego połączenia grozi katastrofą, gdyż powoduje brak więzi z turbiną napędową – ustaje napęd pomp i innych agregatów. W tym węźle często powstają przekoszenia, które wprowadzają dodatkowe obciążenie dynamiczne, dodatkowe siły od błędów montażu łożyska i luzów promieniowych. Ze względu na obciążenie czopa (rys. 84) niebezpieczne są silne skoszenia przy małym luzie promieniowym środkowej podpory – powstają wtedy silne obciążenia zginające czop. Do najgroźniejszych przypadków eksploatacyjnych należą poślizgi pierścienia wewnętrznego łożyska na czopie, powodujące zarówno nadwyżki dynamiczne, jak również zwiększanie poziomu temperatury czopa. Mogą one spowodować jego pęknięcia, uplastycznienie osłabiające jego wytrzymałość mechaniczną lub zmianę geometrii.

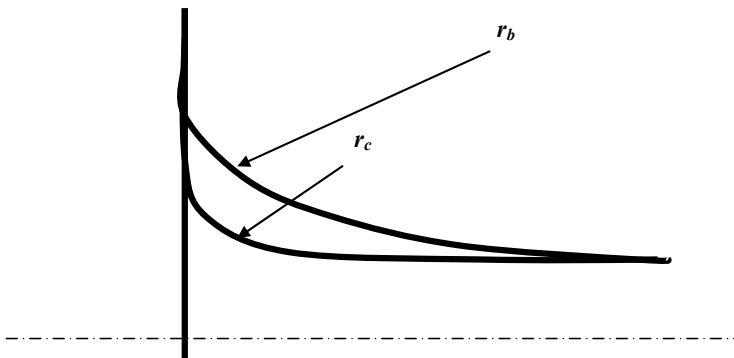
Z uwagi na budowę silnika bardzo ważne przy montażu jest zapewnienie współosiowości gniazd łożyskowych. Wszystkie trzy łożyska teoretycznie powinny być w jednej osi z niewielką tolerancją. Zmiana geometrii współosiowości prowadzi do zaburzeń pracy łożyska. Bardzo istotny jest stan techniczny koszykoseparatora rozdzielającego elementy toczne łożyska.

Ważny jest również sposób osadzenia łożysk na czopie i w gniazdach łożyskowych – powinny być wciśnięte w sposób niepowodujący wstępnych naprężeń w łożysku [8]. Pierścień wewnętrzny jest montowany osiowo na wale i opiera się o odsadzenie (rys. 85, szczegół „A” i rys. 86). Promień przejścia między odsadzeniem a wałem ma zasadniczo na celu wyeliminowanie spiętrzenia naprężeń. Obie bieżnie mają zaokrąglenia lub fazowania zapewniające prawidłowy montaż. Brzegi pierścieni są kształtowane przed obróbką wykańczającą otworów łożyskowych, dlatego w przekroju poprzecznym nie mają one kształtu idealnego łuku przystającego do płaszczyzny bocznej i powierzchni otworu, lecz pewien kształt pośredni. Promień r na rys. 87 (w celu niezaciemniania rysunku pominięto tłumik drgań poprzecznych i tuleję sprzężystą) wyznacza wyobrazalną granicę zasięgu pierścienia łożyskowego. Konstruktor

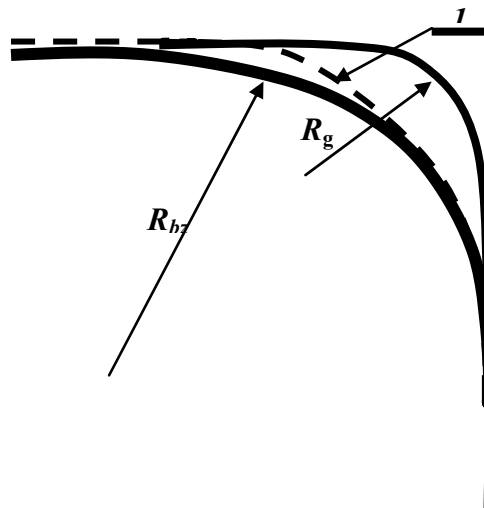
wał lub obudowy powinien więc określić promienie lub inne podcięcia technologiczne likwidujące spiętrzenia naprężeń tak, aby wyeliminować styk pierścienia łożyska z czopem lub gniazdem w miejscu ich krzywizn i stworzyć płaskie powierzchnie dolegania. Analogiczne problemy dotyczą doboru promienia bieżni zewnętrznej łożyska i gniazda łożyska (rys. 86), promień gniazda łożyskowego R_g powinien być mniejszy niż promień bieżni zewnętrznej łożyska (promień krawędzi zewnętrznej zewnętrznego pierścienia łożyska środkowego).



Rys. 85. Sposób osadzenia łożyska środkowego wału silnika turbinowego: 1) pierścień wewnętrzny łożyska, 2) czop łożyska (wał sprężarki), 3) element toczny łożyska, 4) gniazdo łożyska, 5) tarcza ostatniego VIII stopnia sprężarki, 6) odsadzenie wału sprężarki, 7) pierścień zewnętrzny (bieżnia zewnętrzna) łożyska



Rys. 86. Sposób osadzenia łożyska środkowego na czopie wału silnika turbinowego. Szczegół „A” – miejsce osadzenia pierścienia wewnętrznego na czopie (wale sprężarki): r_{bw} – promień pierścienia wewnętrznego (bieżni wewnętrznej) łożyska, r_{cz} – promień przejścia pomiędzy powierzchnią cylindryczną czopa (wału sprężarki) a odsadzeniem wału sprężarki



Rys. 87. Sposób osadzenia łożyska środkowego w gnieździe łożyskowym. Szczegół „B” – miejsce osadzenia pierścienia zewnętrznego w gnieździe łożyskowym: R_{bz} – promień pierścienia zewnętrznego (bieżni zewnętrznej) łożyska, R_g – promień przejścia pomiędzy powierzchnią cylindryczną gniazda łożyskowego a dnem gniazda łożyskowego, 1 – prawdopodobny zarys rzeczywisty

4.3. Sposób i metody badań węzłów łożyskowych

W celu omówienia sposobu pomiaru diagnostycznego przeprowadzanego na silniku turbodrutowym SO-3 należy przedstawić szczegółowe dane konstrukcyjne zarówno samych prądnic-obszerników, jak i monitorowanych par kinematycznych. Każda para kinematyczna powinna być opisana w postaci równań ruchu kątownego. Relacje te należy sprowadzić do harmonicznych względem znamionowej prędkości kątowej wału głównego badanego silnika. Aby poprawnie przeanalizować rozdzielczość, czułość i błędy metody, należy też dodatkowo poznać wartości przełożeń mechanicznych pomiędzy wirnikiem prądnicy-obszernika a monitorowaną parą kinematyczną.

4.3.1. Obiekt badań i jego najważniejsze pary kinematyczne

Obiektem badań był silnik turbodrutowy jednowałowy typu SO-3 (rys. 88). Łożysko przednie (rys. 83, element 1 oraz rys. 88, element 1) zawiera $N_{LP} = 12$ elementów tocznych. Jest ono osadzone na wale sprężarki (rys. 1, element 5). Komutatorowa prądnicą prądu stałego typu GSR-ST-6000WT ma $Z = 49$ żłob-

ków. Pomiędzy wałem sprężarki a wirnikiem prądnicy istnieje przełożenie zmniejszające prędkość wirnika prądnicy – wartość przełożenia $i = 1:1,8$. W związku z powyższymi danymi, podczas zablokowania elementów tocznych łożyska przedniego, czyli dla $p_{sLP} = 1$, każdy z elementów tocznych będzie miał liczbę „obserwatorów”, czyli współczynnik krotności $k_r = 1/N \cdot \dot{Z} \cdot i$, skąd po podstawieniu wartości $k_r = 1/12 \cdot 49 \cdot 1/1,8 = 2,26$, czyli spełniony jest warunek Kottelnikowa-Shannona ($k_r > 2$). W praktyce inżynierskiej do odtworzenia dynamiki ruchu obserwowanej pary kinematycznej, jak to omówiono w podrozdziale 2.2.1.1 niniejszej monografii, za zadawalający można uznać błąd $\delta \leq 10\%$, czyli $k_r \geq 7$, a ten warunek nie jest już spełniony. Zablokowanie wszystkich elementów tocznych łożyska zdarza się rzadko. Zazwyczaj taki stan tworzy się przy zapieczeniu elementów tocznych w koszyku. Wówczas koszyk obraca się bardzo szybko wraz z nieruchomymi elementami tocznymi, osiągając prędkość kątową równą prędkości kątowej czopa. W normalnej eksploatacji elementy toczne obtaczają się po bieźni, pociągając za sobą koszyk. Prędkość koszyka w stosunku do prędkości czopa można wyrazić w postaci znamionowej wartości współczynnika toczenia p_{sN} wyrażonej wzorem [51]:

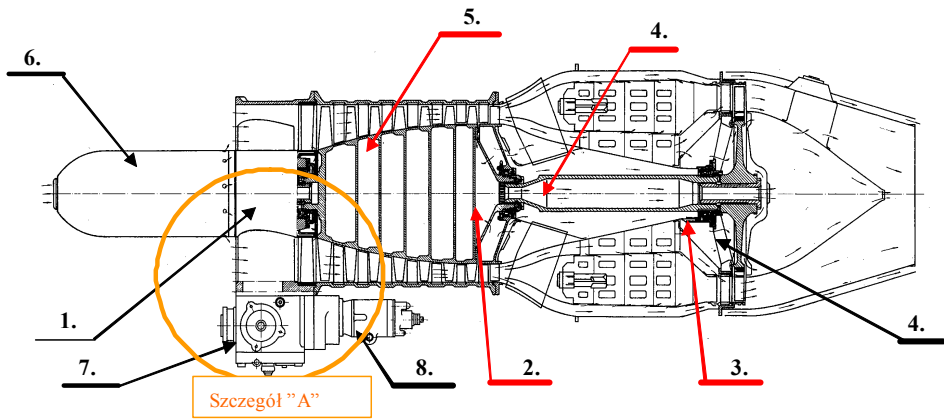
$$p_s = \frac{D_w}{2 \cdot (D_w + 2 \cdot d_k)} \quad (4.1)$$

gdzie: D_w – średnica bieźni wewnętrznej,
 d_k – średnica elementu tocznego.

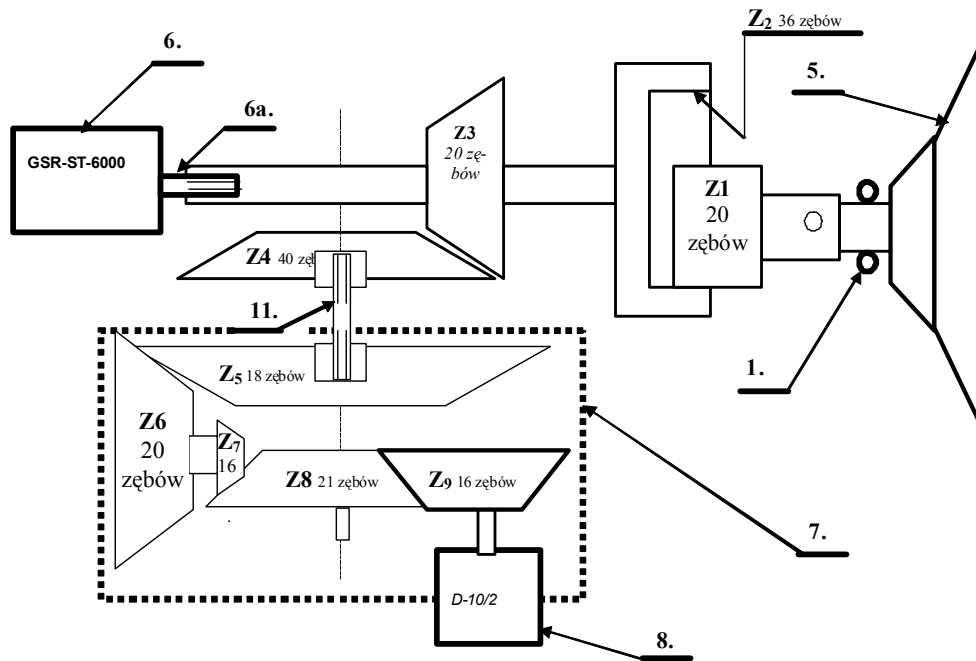
W przypadku łożyska przedniego silnika SO-3 $p_{sN} = 0,33$. W związku z tym współczynnik krotności osiąga wartość $k_r = 6,87$. Zgodnie z zależnością przedstawioną na rys. 21 i 22 błąd amplitudy $\delta_A = 7\%$, zaś błąd fazy $\delta_\varphi = 8\%$.

Dla łożyska środkowego i tylnego znamionowy współczynnik toczenia $p_{sN} = 0,415$. W związku z tym, przy założeniu idealnego obtaczania elementów tocznych pomiędzy bieźniami, współczynnik krotności $k_r = 2,98$, co zgodnie z zależnością przedstawioną na rys. 21 i 22 daje błąd amplitudy $\delta_A = 32\%$, zaś błąd fazy $\delta_\varphi = 33\%$. „Próbkowanie” jest zsynchronizowane z obserwowanym przebiegiem (rozdz. 2.2.1.1), dzięki czemu błędy są znacznie mniejsze niż przedstawiono powyżej.

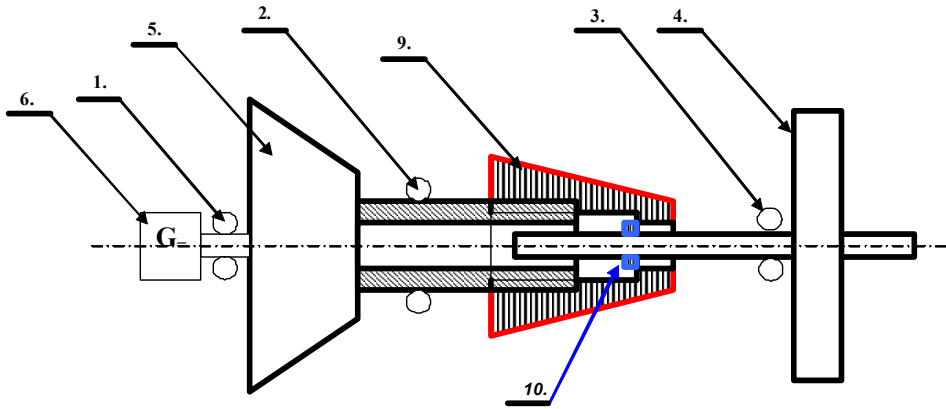
Tor pomiarowy prądnicy tachometrycznej umożliwia obserwację pierwszej harmonicznej oraz pierwszej podharmonicznej znamionowej prędkości kątowej wału głównego. Prądnica tachometryczna jest trójfazową prądnicą synchroniczną o jednej parze biegunów magnetycznych (magnesy trwałe) na wirniku, czyli $p = 1$. Wartość przełożenia pomiędzy wałem sprężarki a wirnikiem prądnicy tachometrycznej wynosi 1:4 (rys. 89).



Rys. 88. Badany silnik turbinowy: 1) łożysko przednie, 2) łożysko środkowe, miejsce połączenia obu części wału (wał turbiny, wał sprężarki), 3) łożysko tylne, 4) turbina, 5) sprężarka, 6) komutatorowa prądnica prądu stałego GSR-ST-6000WT, 7) skrzynka napędów, 8) trójfazowa prądnica tachometryczna D-10/2



Rys. 89. Badany silnik turbinowy. Szczegół A: $Z_1, Z_2, Z_3, \dots, Z_9$ – koła zębate, 6a – wałek napędowy prądnicy GSR-ST-6000WT



Rys. 90. Badany silnik turbinowy. Szczegół B: 9) nakrętka specjalna nakręcana na końcówkę czopa łożyska środkowego, 10) półprędko spinające wał turbinowy z wałem przędkarki

W związku z tym dla prędkości znamionowej wału głównego silnika $n = 15\,600$ obr/min wartość częstotliwości znamionowej generowanej przez prędkę tachometryczną $f_N = 65$ Hz, czyli okres $T_{NG} = 15,385$ ms. Współczynnik krotności dla pierwszej harmonicznej znamionowej prędkości kątowej wału głównego silnika (dla $n = 15\,600$ obr/min $T_{np} = 3,846$ ms) $k_r = T_{np} / T_{NG} = 0,25$. Ponieważ w układzie pomiarowym zrealizowano pomiar trójfazowy (trzykrotne synchroniczne odkładanie sygnału na osi czasu), częstotliwość próbkowania zwiększa się trzykrotnie i wynosi dla $n = 15\,600$ obr/min, $f_{3N} = 195$ Hz, $k_r = T_{np} / T_{NG} = 0,75$. Pomiar częstotliwości jest realizowany półkresowo, więc $k_r = 1,5$, co zgodnie z zależnością przedstawioną na rys. 21 i 22 daje błąd amplitudy $\delta_A = 52\%$, zaś błąd fazy $\delta_\phi = 53\%$.

Ocena błędów dla próbkowania przy zsynchronizowaniu badanego sygnału diagnostycznego od poszczególnych par kinematycznych z wirnikiem prędkości-obszary obserwatora wymaga dodatkowych badań i analiz matematycznych – aktualnie w literaturze przedmiotu te problemy opisywane są tylko w nielicznych publikacjach. Wiadomo [18, 21, 22], że zsynchronizowanie to kryje znaczne możliwości diagnostyczne.

4.3.2. Układ pomiarowy i jego właściwości

Jak wspomniano, pomiary były wykonywane dwutorowo (rys. 91). Do badań wykorzystano sygnały wyjściowe z prędkicy prądu stałego (kanał DC) i trójfazowej prędkicy tachometrycznej prądu przemiennego (kanał AC).

Do monitorowania stanu technicznego silnika SO-3 wykorzystuje się dwie etatowe prądnice-przetworniki:

- komutatorowa prądnica prądu stałego typu GSR-ST-6000WT, o $Z = 49$,
- trójfazowa prądnica tachometryczna D-10/2, o liczbie par biegunów $p = 1$ i liczbie faz $f_z = 3$.

Sposób napędu prądnic od badanego silnika przedstawia rys. 89.

Tablica 4.1

Wartości częstotliwości nośnej w zależności od prędkości obrotowej dla kanału komutatorowej prądnicy prądu stałego GSR-ST-6000WT ($Z = 49$) kanał DC na silniku SO-3

Prędkość obrotowa wału głównego n [obr/min]		7000	9500	11500	12250	13500	15100	15600
A Wartość współczynnika toczenia p_s	0,3	3176	4310	5218	5558	6125	6851	7078
	0,4	3176	4310	5218	5558	6125	6851	7078
	0,5	3176	4310	5218	5558	6125	6851	7078
	0,6	3176	4310	5218	5558	6125	6851	7078
	0,7	3176	4310	5218	5558	6125	6851	7078
	0,8	3176	4310	5218	5558	6125	6851	7078
	0,9	3176	4310	5218	5558	6125	6851	7078
	1	3176	4310	5218	5558	6125	6851	7078

Tablica 4.2

Wartości częstotliwości nośnej w zależności od prędkości obrotowej dla kanału trójfazowej prądnicy tachometrycznej D-10/2 ($p = 1$, liczba faz $f_z = 3$) przy zliczaniu dwupółkowym ($l = 2$) kanał AC na silniku SO-3

Prędkość obrotowa wału głównego n [obr/min]		7000	9500	11500	12250	13500	15100	15600
B Wartość współczynnika toczenia p_s	0,3	88	119	144	153	169	189	195
	0,4	88	119	144	153	169	189	195
	0,5	88	119	144	153	169	189	195
	0,6	88	119	144	153	169	189	195
	0,7	88	119	144	153	169	189	195
	0,8	88	119	144	153	169	189	195
	0,9	88	119	144	153	169	189	195
	1	88	119	144	153	169	189	195

Dane łożysk głównych zespołu napędowego

Łożysko przednie:

- liczba elementów tocznych $N_{LP} = 12$,
- znamionowy współczynnik toczenia $p_{sN} = \mathbf{0,33}$.

Dla łożyska **środkowego i tylnego** analiza będzie przebiegała analogicznie. Łożyska te mają następujące parametry:

- średnica elementu tocznego $d_k = 10$ mm,
- średnica bieżni wewnętrznej $D_w = 85$ mm,
- liczba elementów tocznych $N_{Lś} = 22$.

Wyliczony zgodnie ze wzorem (4.3) znamionowy współczynnik toczenia $p_{sN} = 0,415$.

Każdy element silnika generuje inną wartość znamionową prędkości kątowej (tablica 3.1). Ponadto każdy taki element może, w pewnych uwarunkowaniach, pełnić funkcję modulatora.

Każda z prądnic generuje pewną częstotliwość nośną (częstotliwość znamionową), zestawiono je w tablicach 4.1÷4.2.

Dla każdego typu wady mechanicznej danego elementu badanego silnika można obliczyć współczynnik krotności k_r – dla wad mimośrodowości i przekoszenia poszczególnych wałów (tablice 4.3÷4.8). Największe wartości k_r osiąga się dla prądnicy prądu stałego (tablice 4.7÷4.10). W tablicach 4.11÷4.13 przedstawiono wartości współczynnika krotności k_r dla poszczególnych łożysk głównych zespołu napędowego. Wartości te zestawiono w funkcji zmian współczynnika toczenia $p_s = 0,3÷1$ (w wierszach ze skokiem 0,1). W kolumnach zestawiono wartości k_r dla poszczególnych (siedmiu) znamionowych wartości prędkości obrotowych wału głównego. Można zauważyć, że wraz ze wzrostem współczynnika toczenia p_s zmniejsza się rozdzielczość metody (zmniejsza się wartość k_r). Jednocześnie można zauważyć, że wartości k_r nie zależą od zmian znamionowych wartości prędkości obrotowych wału głównego. Jest to z matematycznego punktu oczywiste – wałek prądnicy (prądu stałego albo przemiennego) jest sztywno sprzężony z obserwowanym obiektem.

Współczynnik krotności silnika SO-3/3W

Tablica 4.3

Współczynnik krotności dla wady mimośrodowości poszczególnych wałów silnika SO-3/3W dla kanału AC

Lp.	Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Czas trwania pełnego obrotu prądniczki tachometrycznej dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Współczynnik krotności k_r [-]
1	wał główny	8,6	34,3	1,5
2	wał prądniczy	15,4	34,3	2,7
3	wał skrzyni napędów	30,9	34,3	5,4
4	wał (z7) skrzynki pomp	34,3	34,3	6,0
5	pompa hydrauliczna	53,7	34,3	9,4
6	pompa paliwowa	26,4	34,3	4,6
7	mikropompki smarowania łożysk silnika	85,9	34,3	15,0
8	wał pompy olejowej skrzyni napędów	45,0	34,3	7,9
9	wał napędu wirówki	34,3	34,3	6,0
10	wał prądniczki	34,3	34,3	6,0

Tablica 4.4

Współczynnik krotności dla wady mimośrodowości i przekoszenia poszczególnych wałów silnika SO-3/3W dla kanału AC

Lp.	Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Czas trwania pełnego obrotu prądniczki tachometrycznej dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Współczynnik krotności k_r [-]
1	wał główny	17,1	34,3	3,0
2	wał prądniczy	30,9	34,3	5,4
3	wał skrzyni napędów	61,7	34,3	10,8
4	wał (z7) skrzynki pomp	68,6	34,3	12,0
5	pompa hydrauliczna	107,3	34,3	18,8
6	pompa paliwowa	52,8	34,3	9,2
7	mikropompki smarowania łożysk silnika	171,7	34,3	30,1
8	wał pompy olejowej skrzyni napędów	90,0	34,3	15,8
9	wał napędu wirówki	68,6	34,3	12,0
10	wał prądniczki	68,6	34,3	12,0

Tablica 4.5

Współczynnik krotności dla wady przekoszenia poszczególnych wałów silnika SO-3/3W dla kanału AC

Lp.	Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Czas trwania pełnego obrotu prądniczki tachometrycznej dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Współczynnik krotności k_r [-]
1	wał główny	4,3	34,3	0,8
2	wał prądnicy	7,7	34,3	1,35
3	wał skrzyni napędów	15,4	34,3	2,7
4	wał (z7) skrzynki pomp	17,1	34,3	3,0
5	pompa hydrauliczna	26,8	34,3	4,7
6	pompa paliwowa	13,2	34,3	2,3
7	mikropompki smarowania łożysk silnika	42,9	34,3	7,5
8	wał pompy olejowej skrzyni napędów	22,5	34,3	3,9
9	wał napędu wirówki	17,1	34,3	3,0
10	wał prądniczki	17,1	34,3	3,0

Tablica 4.6

Współczynnik krotności dla wady luzów wielowypustów wałów silnika SO-3/3W poszczególnych wałów silnika SO-3/3W dla kanału AC

Lp.	Czas trwania przemieszczenia o jedną podziałkę modułową dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Czas trwania przemieszczenia o 0,1 m (1/10 podziałki modułowej) dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Czas trwania pełnego obrotu prądniczki tachometrycznej dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Współczynnik krotności dla pełnej podziałki modułowej k_{r1} [-]	Współczynnik krotności dla 0,1 m podziałki modułowej k_{r2} [-]
1	8,6	0,86	34,3	1,5	0,15
2	15,4	1,54	34,3	2,7	0,27
3	30,9	3,09	34,3	5,4	0,54
4	34,3	3,43	34,3	6,0	0,60
5	53,7	5,37	34,3	9,4	0,94
6	26,4	2,64	34,3	4,6	0,46
7	85,9	8,59	34,3	15,0	1,50
8	45,0	4,50	34,3	7,9	0,79
9	34,3	3,43	34,3	3,0	0,60
10	34,3	3,43	34,3	3,0	0,60

Tablica 4.7

Współczynnik krotności dla wady mimośrodowości poszczególnych wałów silnika SO-3/3W dla kanału DC

Lp.	Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Czas trwania obrotu wirnika GSR-ST-6000WT o jedną podziałkę żłobkową dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Współczynnik krotności k_r [-]
1	wał główny	8,6	0,315	27
2	wał prądniczy	15,4	0,315	49
3	wał skrzyni napędów	30,9	0,315	98
4	wał (z7) skrzynki pomp	34,3	0,315	109
5	pompa hydrauliczna	53,7	0,315	170
6	pompa paliwowa	26,4	0,315	84
7	mikropompki smarowania łożysk silnika	85,9	0,315	273
8	wał pompy olejowej skrzyni napędów	45,0	0,315	143
9	wał napędu wirówki	34,3	0,315	109
10	wał prądniczy	34,3	0,315	109

Tablica 4.8

Współczynnik krotności dla wady mimośrodowości i przekoszenia poszczególnych wałów silnika SO-3/3W dla kanału DC

Lp.	Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Czas trwania pełnego obrotu prądniczki tachometrycznej dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Współczynnik krotności k_r [-]
1	wał główny	17,1	0,315	54
2	wał prądniczy	30,9	0,315	98
3	wał skrzyni napędów	61,7	0,315	196
4	wał (z7) skrzynki pomp	68,6	0,315	218
5	pompa hydrauliczna	107,3	0,315	341
6	pompa paliwowa	52,8	0,315	168
7	mikropompki smarowania łożysk silnika	171,7	0,315	545
8	wał pompy olejowej skrzyni napędów	90,0	0,315	286
9	wał napędu wirówki	68,6	0,315	218
10	wał prądniczy	68,6	0,315	218

Tablica 4.9

Współczynnik krotności dla wady przekoszenia poszczególnych wałów silnika SO-3/3W dla kanału DC

Lp.	Nazwa elementu (wału)	Czas trwania pełnego obrotu badanego wału dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Czas trwania pełnego obrotu prądniczki tachometrycznej dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Współczynnik krotności k_r [-]
1	wał główny	4,3	0,315	14
2	wał prądniczy	7,7	0,315	25
3	wał skrzyni napędów	15,4	0,315	49
4	wał (z7) skrzynki pomp	17,1	0,315	54
5	pompa hydrauliczna	26,8	0,315	85
6	pompa paliwowa	13,2	0,315	42
7	mikropompki smarowania łożysk silnika	42,9	0,315	136
8	wał pompy olejowej skrzyni napędów	22,5	0,315	71
9	wał napędu wirówki	17,1	0,315	54
10	wał prądniczki	17,1	0,315	54

Tablica 4.10

Współczynnik krotności dla wady luzów wielowypustów wałów silnika SO-3/3W poszczególnych wałów silnika SO-3/3W dla kanału DC

Lp.	Czas trwania przemieszczenia o jedną podziałkę modułową dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Czas trwania przemieszczenia o $0,1m$ (1/10 podziałki modułowej) dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Czas trwania pełnego obrotu prądniczki tachometrycznej dla $n = 7000$ obr/min [ms]	Współczynnik krotności dla pełnej podziałki modułowej k_{r1} [-]	Współczynnik krotności dla $0,1m$ podziałki modułowej k_{r2} [-]
1	8,6	0,86	0,315	27	2,7
2	15,4	1,54	0,315	49	4,9
3	30,9	3,09	0,315	98	9,8
4	34,3	3,43	0,315	109	10,9
5	53,7	5,37	0,315	170	17,0
6	26,4	2,64	0,315	84	8,4
7	85,9	8,59	0,315	273	27,3
8	45,0	4,50	0,315	143	14,3
9	34,3	3,43	0,315	109	10,9
10	34,3	3,43	0,315	109	10,9

Tablica 4.11

Wartości współczynnika krotności k , łożyska przedniego wału głównego silnika SO-3 samolotu TS-11 Iskra w zależności od prędkości obrotowej dla prądnicy prądu stałego GSR-ST-6000WT

Prędkość obrotowa wału głównego (wału turbiny napędowej) [obr/min]		7000	9500	11500	12250	13500	15100	15600
Współczynnik toczenia	0,3	7,6	7,6	7,6	7,6	7,6	7,6	7,6
	0,4	5,7	5,7	5,7	5,7	5,7	5,7	5,7
	0,5	4,5	4,5	4,5	4,5	4,5	4,5	4,5
	0,6	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8
	0,7	3,2	3,2	3,2	3,2	3,2	3,2	3,2
	0,8	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8
	0,9	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
	1	2,3	2,3	2,3	2,3	2,3	2,3	2,3

Tablica 4.12

Wartości współczynnika krotności k , łożyska przedniego wału głównego silnika SO-3 samolotu TS-11 Iskra w zależności od prędkości obrotowej dla trójfazowej prądnicy tachometrycznej D-10/2

Prędkość obrotowa wału głównego (wału turbiny napędowej) [obr/min]		7000	9500	11 500	12 250	13 500	15 100	15 600
Współczynnik toczenia	0,3	0,21	0,21	0,21	0,21	0,21	0,21	0,21
	0,4	0,16	0,16	0,16	0,16	0,16	0,16	0,16
	0,5	0,13	0,13	0,13	0,13	0,13	0,13	0,13
	0,6	0,10	0,10	0,10	0,10	0,10	0,10	0,10
	0,7	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09
	0,8	0,08	0,08	0,08	0,08	0,08	0,08	0,08
	0,9	0,07	0,07	0,07	0,07	0,07	0,07	0,07
	1	0,06	0,06	0,06	0,06	0,06	0,06	0,06

Tablica 4.13

Wartości współczynnika krotności k , łożysk: środkowego i tylnego wału głównego (drugiej i trzeciej podpory) silnika SO-3 samolotu TS-11 Iskra w zależności od prędkości obrotowej dla prądnicy prądu stałego GSR-ST-6000WT

Prędkość obrotowa wału głównego (wału turbiny napędowej) [obr/min]		7000	9500	11 500	12 250	13 500	15 100	15 600
Współczynnik toczenia	0,3	4,1	4,1	4,1	4,1	4,1	4,1	4,1
	0,4	3,1	3,1	3,1	3,1	3,1	3,1	3,1
	0,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
	0,6	2,1	2,1	2,1	2,1	2,1	2,1	2,1
	0,7	1,8	1,8	1,8	1,8	1,8	1,8	1,8
	0,8	1,5	1,5	1,5	1,5	1,5	1,5	1,5
	0,9	1,4	1,4	1,4	1,4	1,4	1,4	1,4
	1	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2

Tablica 4.14

Wartości współczynnika krotności k , łożysk: środkowego i tylnego wału głównego (drugiej i trzeciej podpory) silnika SO-3 samolotu TS-11 Iskra w zależności od prędkości obrotowej dla trójfazowej prądnicy tachometrycznej D-10/2

Prędkość obrotowa wału głównego (wału turbiny napędowej) [obr/min]		7000	9500	11 500	12 250	13 500	15 100	15 600
Współczynnik toczenia	0,3	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11
	0,4	0,09	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11
	0,5	0,07	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11
	0,6	0,06	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11
	0,7	0,05	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11
	0,8	0,04	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11
	0,9	0,04	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11
	1	0,03	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11

Oba tory pomiarowe wzajemnie się uzupełniają. Z uwagi na znaczną liczbę zębów komutatorowej prądnicy prądu stałego ($Z = 49$) oraz znaczną prędkość wirowania jej wirnika w stosunku do wału głównego obserwowanego silnika (55% prędkości obrotowej wału głównego). Została ona wykorzystana do obserwacji przebiegów szybkozmiennych, takich jak widmo sygnałów diagnostycznych łożysk tocznych. Praktyka wykazała, że „okno widzialności” tej prądnicy

nie obejmuje wolnozmiennych zmodulowań prędkości kątowej związanych z takimi parametrami jak przekoszenie obu części wału głównego. Takie wolnozmiennne procesy są dobrze „obserwowane” przy pomocy trójfazowej prądnicy prądu przemiennego D-10/2. Ma ona znacznie mniejszą liczbę par biegunów (tylko jedna para biegunów na wirniku i jedna para biegunów na stojanie) oraz znacznie mniejszą prędkość kątową wirnika (25% prędkości kątowej wału głównego silnika). Dlatego też nadaje się ona do obserwacji przebiegów wolnozmiennych. Podsumowując: „okna widzialności” obu prądnic pokładowych (GSR-ST-6000WT oraz D-10/2) w praktyce zapewniają monitorowanie wszystkich podstawowych ogniw kinematycznych silnika SO-3. Jeśli chodzi o systematykę realizacji procesu pomiarowo-diagnostycznego, to można powiedzieć, że jest ona zbliżona dla obydwu torów pomiarowych. Dla każdego z nich wykonywane są wydruki: a) zbiory charakterystyczne $\Delta F = f(f_p)$, b) przebiegi częstotliwości chwilowych $f_i = f(t)$. W rozdziale 1.2.2 niniejszej monografii wspomniano, że zbiory charakterystyczne tworzone są w celu zmniejszenia pracochłonności związanej z analizą przebiegów częstotliwości chwilowej. Umożliwiają szybkie i dokładne lokalizowanie uszkodzonych elementów i podzespołów badanego zespołu napędowego. Ten sposób obrazowania informacji diagnostycznej o danym zespole napędowym umożliwia także automatyzację procesu diagnostycznego (zob. rozdział 3.4). Jednakże ten sposób może być stosowany dla elementów, podzespołów i typów wad par kinematycznych dobrze poznanych zarówno eksperymentalnie, jak i analitycznie. Dla mniej znanych typów wad par kinematycznych należy korzystać z przebiegów częstotliwości chwilowej. Przebieg częstotliwości chwilowej odzwierciedla w sposób cyfrowy przebieg zmian prędkości chwilowej. Jest to dla doświadczonego diagnosty istna kopalnia wiedzy o niezbyt dobrze znanym obiekcie.

4.3.3. Pozyskiwanie parametrów diagnostycznych ze zobrażeń

4.3.3.1. Pozyskiwanie parametrów diagnostycznych ze zobrażeń $\Delta F = f(f_p)$

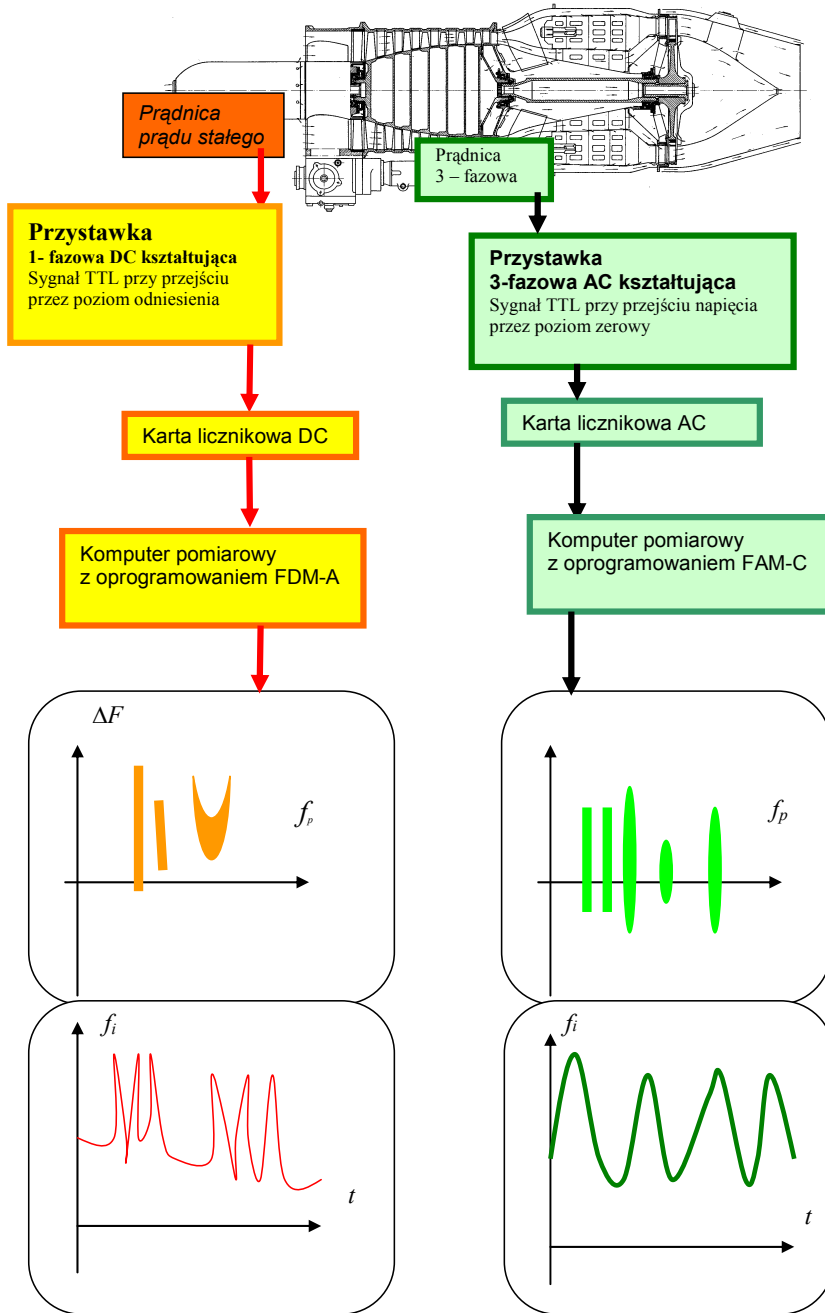
Kanał DC. Podobnie jak w różnych aplikacjach metody FAM-C i FDM-A omówionych w poprzednich rozdziałach, w celu pozyskania danych diagnostycznych o badanym silniku ze zobrażeń $\Delta F = f(f_p)$, należy najpierw przyporządkować zbiory charakterystyczne dla poszczególnych podzespołów silnika turboodrutowego. W tym celu dla każdej prędkości znamionowej badanego silnika nanosi się siatkę prążków kinematycznych. Częstotliwości f_p tych prążków obliczane są według zasad określonych w rozdziale 1.6.3. Dla każdego zlokalizowanego w ten sposób zbioru charakterystycznego należy określić dolną i górną częstotliwość (f_{pdj} , f_{pgi}) oraz wysokość. W poprzednich aplikacjach omawianych w tym opracowaniu

wysokość zbioru charakterystycznego świadczy o wielkości wady mechanicznej, zaś współrzędne f_p są rozpatrywane tylko jako parametr lokalizujący daną parę kinematyczną lub podzespół zespołu napędowego. Jest to pewnego rodzaju uproszczenie wystarczające do diagnozowania biernych elementów mechanicznych, jak połączenia kół zębatych, sprzęgieł jednokierunkowych, przekoszeń lub mimośrodowego przesunięcia wałów. W przypadku łożysk tocznych mamy do czynienia z równoległym połączeniem biernego i czynnego elementu mechanicznego, a więc łożysko toczne jest również generatorem drgań [32].

Na szczególną uwagę zasługuje współczynnik toczenia i jego zmiany, określane na podstawie częstotliwości granicznych (f_{pdj}, f_{pgi}) poszczególnych zbiorów. Jeżeli otrzymana z pomiarów wartość współczynnika toczenia $p_{s\bar{s}r}$, uśredniona ze wszystkich prędkości znamionowych wału głównego silnika napędowego, jest równa wartości znamionowej p_{sN} (otrzymanej z wyliczeń na podstawie danych konstrukcyjnych danego łożyska), to obtaczanie elementów tocznych pomiędzy bieżniami odbywa się bez poślizgów. Jeżeli otrzymana z pomiarów wartość współczynnika toczenia p_s dla jakiejś z prędkości znamionowych jest równa jedności ($p_{s\bar{s}r} = 1$), to może świadczyć o zablokowaniu elementów tocznych, np. na skutek zapiecenia elementów tocznych w koszyku. Jeżeli $p_{s\bar{s}r} > 1$, to może świadczyć o znacznym uszkodzeniu kształtu owalu elementów tocznych lub bieżni łożyska. Jeżeli $p_{sN} < p_{s\bar{s}r} < 1$, mamy do czynienia ze zwiększonymi oporami toczenia powiązаныmi z poślizgami. Jeżeli natomiast $p_{s\bar{s}r} < p_{sN}$, może to świadczyć o znacznych luzach promieniowych i zbyt słabej więzi mechanicznej elementów tocznych z bieżnią wewnętrzną.

Ważny jest również kształt charakterystyki toczenia w funkcji prędkości obrotowej wału głównego $p_{s\bar{s}r} = f(n)$. Dla poprawnie działającego łożyska funkcja ta powinna być monotonicznie opadająca z nachyleniem $10 \div 30\%$. Można wówczas twierdzić, że siły hydromechaniczne działające na elementy toczne są poprawne. Jeżeli nachylenie to jest mniejsze niż 10% , zachodzi podejrzenie o zbyt silnym zaciśnięciu elementów tocznych pomiędzy bieżniami. Jeszcze gorsze warunki pracy sygnalizuje zmiana przebiegu danej funkcji $p_s = f(n)$ z monotonicznie opadającej na monotonicznie narastającą w pobliżu $n = n_{max}$. Może to świadczyć o pojawieniu się zjawisk termiczno-mechanicznych. Zazwyczaj podczas zakleszczania elementów tocznych zwiększa się rozrzut parametrów w kolejnych pomiarach p_{si} dla danej prędkości znamionowej. Może to świadczyć o nierównomierności ruchu poszczególnych elementów tocznych.

Podczas analizy należy zwracać uwagę na kształt charakterystyki toczenia $p_{s\bar{s}r} = f(n)$. Jak wykazały liczne obserwacje diagnostyczne i pomiary mechaniczne, lokalne ekstremum ujemne świadczy o znacznej niewspółosiowości podpór łożyskowych, zaś lokalne ekstremum dodatnie o powstaniu bezpośredniego kontaktu mechanicznego pomiędzy koszykiem a bieżnią wewnętrzną łożyska.



Rys. 91. Sposób pozyskiwania sygnału diagnostycznego z badanego silnika metodami FDM-A oraz FAM-C

Na koniec kilka słów o znaczeniu parametru wysokości zbioru charakterystycznego DC. Wysokość ta świadczy, jak dowiodły badania, o wielkości oporów łącznych łożyska tocznego.

Kanał AC

Zbiory charakterystyczne kanału AC dostarczają licznych informacji o klasycznych parametrach wad mechanicznych, omówionych w rozdz. 3 niniejszego opracowania, jak:

- przekoszenie względne obu części wału głównego (pierwsza podharmoniczna),
- mimośrodowość ruchu w podporach łożyskowych (pierwsza harmoniczna) – wartość łącznych luzów promieniowych.

Podczas badań silników SO-3 i SO-3W zauważono także powiązania pewnych zobrażeń $\Delta F = f(f_p)$ z wadami mechanicznymi:

- jeżeli środki zbiorów charakterystycznych miały odchylenie od poziomu odniesienia, mogło to świadczyć o istnieniu znacznych sił skręcających w zespole wirnikowym silnika,
- jeżeli zbiór charakterystyczny pierwszej harmonicznej rozpadał się na dwa podzbiory, mogło to świadczyć o pojawieniu się owalu gniazda łożyskowego; według aktualnych kryteriów rozwarłość podzbiorów pierwszej harmonicznej powyżej 40% uznaje się za niedopuszczalną,
- jeżeli wartość ilorazu pierwszej podharmonicznej wielokrotnie przekracza wartość pierwszej harmonicznej, może to świadczyć o znacznych momentach gnących działających na wał główny.

4.3.3.2. Pozyskiwanie parametrów diagnostycznych ze zobrażeń $f_i = f(t)$

Kanał DC

Najważniejszym parametrem wydaje się częstość i czas trwania impulsów zanikowych. Czas ten jest mierzony na poziomie amplitudy $f_i = \text{const} = 0,5$. Czas trwania impulsu zanikowego jest kojarzony z czasem trwania poślizgu bieżni wewnętrznej po czopie. Według aktualnych kryteriów za niedopuszczalne uznaje się powstanie impulsów zanikowych o czasie trwania (uśrednionym ze wszystkich siedmiu prędkości znamionowych) odpowiadającym 365° (obrotu wału głównego) przy liczbie obrotów wału głównego pomiędzy nimi poniżej jednego.

Kanał AC

Podczas badań silników SO-3 i SO-3W stwierdzono powiązania parametrów zobrażeń uzyskanych z przebiegów $f_i = f(t)$ z pewnymi wadami mechanicznymi:

- szpilkowe impulsy dodatnie o amplitudzie $f_i \geq 2f_N$; według aktualnych kryteriów, liczba impulsów w oknie czasowym 2 s powyżej 24 impulsów jest uznawana za niedopuszczalną; za niedopuszczalne uznaje się także systematyczne (co jeden obrót wału głównego) pojawianie się serii („grzebieni”) impulsów – liczba takich impulsów w serii świadczy zazwyczaj o liczbie przerwanych elementów separujących koszyka łożyskowego;
- głębokość modulacji amplitudy, czyli $(f_{\max} - f_{\min}) / (f_{\max} + f_{\min})$, zazwyczaj świadczy o zwichrowaniu osi symetrii czopów sprężarki lub o błędzie prostopadłości pomiędzy osią symetrii gniazda łożyska środkowego a płaszczyzną wirowania VIII stopnia sprężarki; według aktualnych kryteriów głębokość modulacji powyżej 30% uznaje się za niedopuszczalną;
- wartość pulsacji całkowitej, czyli wartość względna amplitudy pulsacji do częstotliwości znamionowej f_N , (określana jako iloraz $(f_{i\max} - f_{i\min}) / f_N$); według aktualnych danych wartość pulsacji całkowitej powyżej 10% uznaje się za niedopuszczalną – może to świadczyć o nadmiernym luzie obwodowym pomiędzy powierzchnią elementów tocznych a krawędziami okien koszyka.

4.3.3.3. Podsumowanie właściwości poszczególnych rodzajów prądnic w diagnozowaniu węzłów łożyskowych silnika turbinowego

Trójfazowa prądnica tachometryczna prądu przemiennego „dostarczała” informacji o wadach związanych z procesami wolnozmiennymi:

- a) stan techniczny skrzynki napędów;
- b) niewyważenie wału głównego (ze sprężarką i turbiną) oraz wielkość luzów promieniowych w podporach łożyskowych;
- c) skoszenie wału głównego – można ocenić, czy zwiększa się skoszenie wału sprężarki względem wału turbiny; docelowo możliwa będzie ocena, czy skoszenie to nie przekroczyło dopuszczalnej wartości określonej przez producenta łożyska;
- d) pęknięcie tulei mocującej łożysko środkowe;
- e) zwiększenie owalu (błąd kołowości) gniazda łożyskowego;
- f) liczba pękniętych odcinków separacyjnych koszyka;
- g) błąd prostopadłości czopa względem płaszczyzny wirowania tarczy sprężarki;
- h) zwiększony moment skręcający wału głównego silnika.

Prądnica prądu stałego „dostarczała” informacji o wadach związanych z procesami szybkozmiennymi. Za jej pomocą można obserwować i diagnozować:

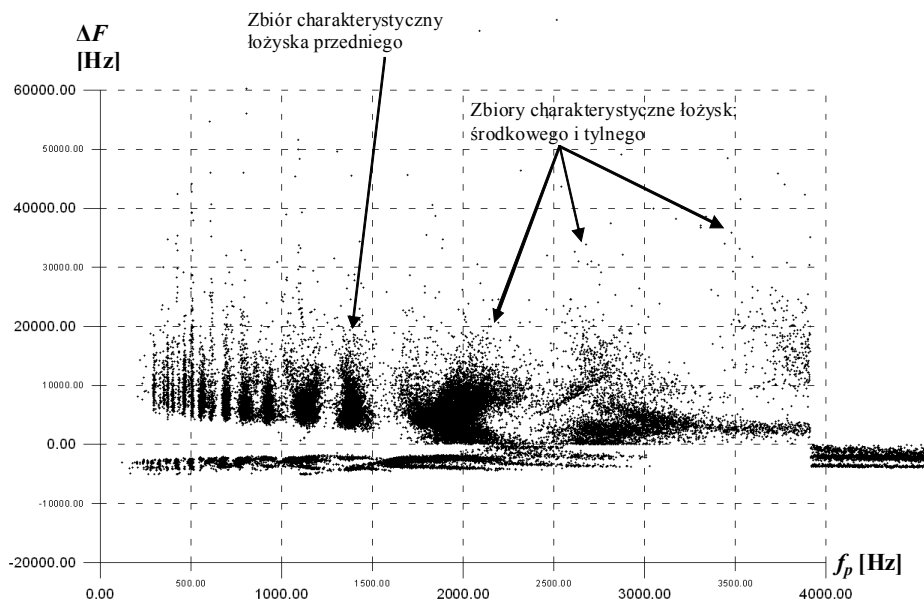
- a) współpracę wału głównego z tłumikiem drgań poprzecznych (środkowa podpora),

- b) zwiększoną siłę tarcia łożyska przedniego na skutek ruchów podłużnych wału sprężarki ($h \geq N, p_s \geq 0,4$),
- c) blokowanie koszyka (separatora) łożyska przedniego – pojawianie się N_p -ej harmonicznej prędkości obrotowej wału, gdzie N_p – liczba elementów tocznych łożyska przedniego,
- d) blokowanie koszyka (separatora) łożyska środkowego – pojawianie się N_s -ej harmonicznej prędkości obrotowej wału głównego, gdzie N_s – liczba elementów tocznych łożyska środkowego,
- e) ogólny poziom zużycia węzła łożyskowego.

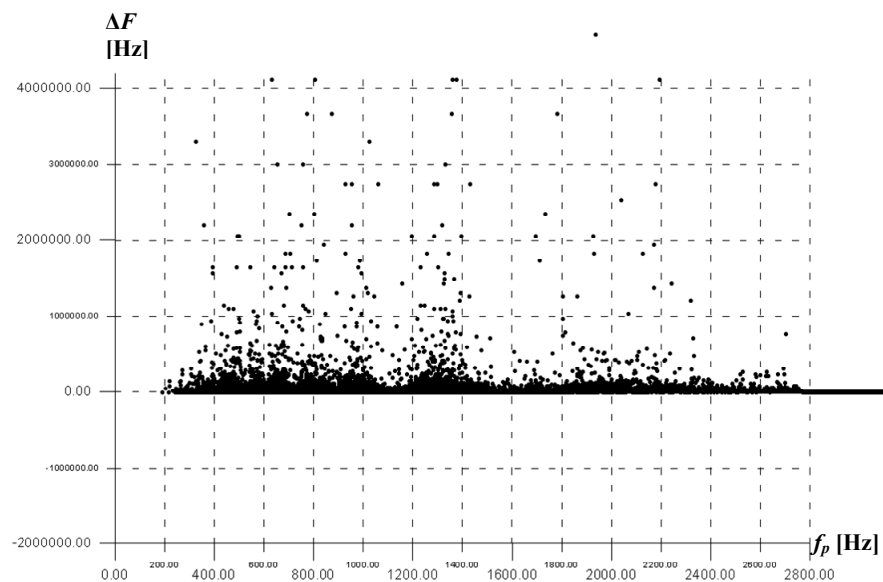
4.4. Kompleks zwiększonych oporów biernych podpór łożyskowych

4.4.1. Wstęp. Monitorowanie skorodowanych łożysk metodami FAM-C i FDM-A w trakcie eksploatacji

W czasie obserwacji łożysk silnika turbinowego wykonywanych metodami FDM-A oraz FAM-C, obserwuje się dla pewnej grupy silników turbodrzutowych systematyczny wzrost wysokości zbiorów charakterystycznych poszczególnych łożysk – zbiory charakterystyczne łożysk fabrycznie nowych (rys. 92) mają przeważnie wysokość 30÷60 kHz, zbiory charakterystyczne łożysk silnie skorodowanych lub zanieczyszczonych (rys. 93) 3000÷4000 kHz. Kontrolne demontaże silników wykazały znaczne wżery korozyjne na powierzchni elementów tocznych oraz na pokrywach łożysk. Często spotyka się także oznaki przegrzania – niebieski nalot. Przy niskiej intensywności eksploatacji mamy do czynienia z działaniem różnych czynników pogarszających stan silników [14]. Teorię tę zdają się potwierdzać obserwacje autora. Podczas monitorowania węzłów łożyskowych silników metodą FDM-A stwierdzono, że silniki po długotrwałym (kilkumiesięcznym) postoju oraz silniki o niewielkim nalocie (poniżej 1h na tydzień) wyraźnie zwiększają wysokość zbiorów charakterystycznych. Zdaniem autora, są to jednoznaczne objawy zużycia korozyjnego [28, 77] – zwiększania się oporów całkowitych. Jednocześnie zmieniają się parametry obserwowane metodą FAM-C, m.in. zmniejsza się wysokość zbioru charakterystycznego pierwszej harmonicznej – zmniejszają się luzy promieniowe. O zużyciu korozyjnym mówi się wtedy, kiedy na obydwu współpracujących powierzchniach przebiegają reakcje chemiczne [28]. Produkty tych reakcji, słabo związane z podłożem, ulegają więc zerwaniom w trakcie tarcia i powstają luźne cząsteczki powodujące zużycie ścierne.



Rys. 92. Zbiory charakterystyczne silnika turbinowego przed długotrwałymi przestojami



Rys. 93. Zbiory charakterystyczne po siedmiomiesięcznym postoju bez konserwacji

W warunkach długotrwałego działania atmosfery utleniającej na powierzchni elementów łożyska, mogą wystąpić widoczne wżery o nieregularnych kształtach wypełnione produktami korozji [77]. W czasie pracy łożyska występuje wygładzenie i zwalcowanie krawędzi powstałych wżerów. Jednocześnie obecność rdzy powoduje intensywne ścieranie współpracujących powierzchni, a spiętrzenia naprężeń na krawędziach wżerów doprowadzą do szybkiego zmęczeniowego zużycia łożyska. Przedostanie się do łożyska twardych ciał, jak np. opiłków lub odprysków stali, powoduje na powierzchni roboczej wgniecenia, które są źródłem spiętrzenia naprężeń i przyczyną przyspieszonego zmęczeniowego zużycia powierzchni. Podobne uszkodzenie powierzchni łożysk może wywołać wzdłużne przesuwanie nieobrcających się pierścieni łożysk walcowych. Spowodowane nimi wytarcia są przyczyną drgań łożyska i spiętrzeń naprężeń w czasie zderzenia się części tocznych z krawędziami wytarc. Dodatkową przyczyną uszkodzeń łożysk w toku eksploatacji może być przepływający przez nie prąd elektryczny. Przy napięciu większym od 0,5 V i tarciu płynnym w łożysku przebiecia iskrowe filmu smaru powodują miejscowe odpuszczenie oraz hartowanie materiału, a przy większych napięciach również jego topienie. Jak podają W. Korewa i K. Zygmunt, „...według pewnych hipotez, wskutek ciągle powtarzających się zanieczyszczeń, wywołanych ruchem elementów tocznych pod obciążeniem, na powierzchni zjawiają się wpierw drobne pęknięcia. W te pęknięcia i wżery korozyjne wnika olej smarny, który zostaje zamknięty pod wpływem przemieszczania materiału występującego w normalnym styku Hertzowskim przy przetaczaniu się elementu tocznego po bieżni. Pod wpływem kolejnych przetłoczeń zamknięty olej zostaje okresowo ściskany i niekiedy powoduje wykruszenie się materiału. Takie wykruszenia są dodatkowym powodem szybkiego narastania, zaś wykruszone cząstki są dodatkowym powodem szybkich objawów niszczenia łożyska...” [W. Korewa, K. Zygmunt, *Podstawy konstrukcji maszyn*, Warszawa 1975]. Opisana powyżej hipoteza może tłumaczyć obserwacje eksploatacyjne autora wykonywane metodami FDM-A i FAM-C, gdzie łożyska, w wyniku nieodpowiedniej konserwacji i długotrwałych przestojów eksploatacyjnych, ulegają systematycznej degradacji w trakcie dalszej eksploatacji (rys. 92 i 93). Przy długotrwałej eksploatacji można zaobserwować wykładnicze narastanie zbiorów charakterystycznych w funkcji godzin nalotu silnika turbinowego. Zdaniem autora, świadczy to jednoznacznie o narastaniu oporów łącznych poszczególnych łożysk.

O ile przyczyny zacierania łożysk na skutek skorodowania lub zabrudzenia łożysk są w przybliżeniu znane, to w tej chwili w ITWL trwają pewne próby i analizy mające na celu opracowanie technologii eksploatacyjnej umożliwiającej spowolnienie procesu zacierania łożysk. Rozważane są wielokrotne płukania łożyska poprzez wtlaczanie dodatkowych znacznych ilości oleju do jego obwodu

smarowania. Na obecnym etapie badań stwierdzono, wykorzystując metodę FAM-C, że po takim płukaniu następuje wzrost oporów łącznych łożyska, prawdopodobnie na skutek wypłukania tlenków żelaza z ognisk korozyjnych. Być może długotrwałe docieranie silnika (bez jego demontażu z płatowca) na niskich prędkościach obrotowych, spowoduje ostateczne usunięcie produktów korozyjnych z zagrożonych łożysk. Rozważane są także możliwości dodawania niewielkich ilości kalibrowanego granulatu dopasowanego do wielkości luzów promieniowych – określonych przy pomocy metody FAM-C. Granulat mógłby być wykonany z miedzi, która może mieć dosyć korzystne właściwości dla szybkoobrotowych łożysk lotniczych – mały współczynnik tarcia ślizgowego w zetknięciu z powierzchnią stalową, niską temperaturę topnienia, stosunkowo niski współczynnik napięcia powierzchniowego (możliwość wypełniania mikronierówności i mikropęknięć), wysoki współczynnik ciepła właściwego (możliwość odbierania i rozpraszania ciepła z ognisk zwiększonej temperatury). Granulat byłby ewentualnie dodawany do obiegu oleju smarowego, w przypadku wykrycia przez pokładowy układ diagnostyczny stanu zagrożenia danego łożyska tocznego. Prawdopodobnie jego wpływ byłby tylko krótkotrwały i zapewniłby tylko minimum zapasu czasu lotu niezbędnego do katapultowania pilota. Trudno przewidzieć wyniki planowanych eksperymentów mających na celu wydłużenie okresu eksploatacji obserwowanych łożysk tocznych. Obecnie znane są natomiast przyczyny sprzyjające powstaniu ognisk korozyjnych:

- nazbyt rzadka eksploatacja – małe naloty miesięczne,
- zbyt długie (wielomiesięczne) przestoje bez konserwacji,
- wtłaczanie oleju konserwującego przy dużej wilgotności względnej otoczenia (powyżej 60%) – wilgotne powietrze zostaje zamknięte w objętości łożyska – przy obniżeniach temperatury lub ciśnienia następuje kondensacja pary wodnej na elementach łożyska. Ponieważ w atmosferze zawarte są drobiny kwasu węglowego, więc w stali wysokowęglowej powstają ogniska korozji elektrolitycznej

4.4.2. Przebieg eksperymentu 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. Do badania wykorzystano dwa silniki turboodrzutowe:

- pierwszy o bardzo małych luzach,
- drugi o średnich luzach promieniowych.

Oba silniki były poddane jednakowemu okresowi leżakowania bez konserwacji (ok. 2 lat), co spowodowało znaczne procesy korozyjne. Do obu silników wsypywano proszek ścierny – drobnoziarnisty granulát stalowo-srebrny, otrzymany z procesu płytkiego frezowania powierzchni koszyka łożyskowego. Stwierdzono, że silnik o średnich luzach uległ w ciągu kilku godzin pracy uszkodzeniu – nastąpił znaczny wzrost temperatury w rejonie łożyska środkowej podpory, który doprowadził do uplastycznienia czopa.

Podobnie jak w doświadczeniu przeprowadzonym przez Kosteckiego [75], **na początku próby** wsypywanie proszku ściernego wywołało spadek wartości siły tarcia. Proszek ścierny wywołuje usuwanie elementów korozji w łożysku, jak również usuwanie błonek powierzchniowych środków smarnych oraz usuwanie błonek tlenkowych na powierzchniach metalicznych. Jednakże na tym etapie błonki tlenkowe mają możliwość szybkiego regenerowania się. Prawdopodobnie bruzdowanie powierzchni bieżni łożysk tocznych jeszcze nie poczyniło na tym etapie istotnych zmian utrudniających toczenie się po nich elementów tocznych. Możliwe jest również, że granulát proszku ściernego wywołuje dodatkowe lokalne otaczanie się drobin granulatu pod elementami tocznymi, co prawdopodobnie także mogło zmniejszyć opory toczenia. Obserwacje wykonane metodą FAM-C wykazały zmniejszanie się wysokości zbiorów charakterystycznych.

Następnie **w drugim etapie wsypywania** proszku ściernego następowało już intensywne zwiększanie sił tarcia w łożyskach – powierzchnie metaliczne pozbawione błonek tlenkowych ulegały szczepieniu. Szczeplenia mogą powstawać na styku koszyka łożyska z elementem tocznym. Mogą one powodować tarcia skokowo-poślizgowe (ang. *stick-slip*) [127]. Niektóre elementy toczne na tym etapie są więc trwale lub okresowo zablokowane – lokalnie zamiast ich toczenia po bieżni odbywał się ich poślizg, czyli zamiast styku tocznego powstawał styk ślizgowy. Oczywiście w miejscach takich styków występuje wzmószona dyssypacja energii – następuje wydzielanie się znacznie zwiększonej (w stosunku do tarcia tocznego) energii cieplnej. Zjawiska te powodują intensywny wzrost drgań obwodowych zespołu wirnikowego silnika turbinowego. Drgania te przenoszą się na wirnik prądnicy pokładowej. Patrząc na łożysko toczne z punktu widzenia jego dynamiki ruchu w drugim etapie, należałoby stwierdzić, że toczenie elementów tocznych po bieżniach jest na tym etapie nierównomierne. Obserwuje się to w postaci intensywnego zwiększenia wysokości zbiorów charakterystycznych, jak również wartości średniej współczynnika toczenia oraz rozrzutu wartości współczynnika toczenia pomiędzy poszczególnymi testami dla danej znamionowej prędkości obrotowej silnika.

Następnie **w trzecim etapie**, po pewnym czasie trwania procesu wsypywania opiłków, następowało pewne zmniejszanie sił tarcia w łożyskach – średnio statystycznie liczba szczeplień 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 w stanie zablokowanym.

Po dość krótkim czasie (ok. 30 minut) 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. Z uwagi na obowiązek zachowania niezbędnych zasad bezpieczeństwa, eksperyment przerwano.

Następnie dokonano weryfikacji podzespołów mechanicznych badanego silnika. Stwierdzono, że niektóre z wałków tocznych miały płaskie zeszlifowania powierzchni od strony bieżni wewnętrznej – zdaniem autora, może to stanowić dowód na zapieczenie tych elementów tocznych w oknach koszyka. Były one ponadto pokryte napyłoną warstwą spieczonych z ich powierzchnią wiórków metalowych. Zauważono także kilka elementów tocznych bez takich napyleń, o czystej metalicznej powierzchni – prawdopodobnie toczyły się one po bieżni wewnętrznej aż do końca eksperymentu. Po zdemontowaniu łożyska środkowej podpory stwierdzono zgrzanie bieżni wewnętrznej łożyska (pierścienia zewnętrznego) z czopem. Powierzchnia bieżni wewnętrznej nosi ślady bruzdowania przez zahamowane elementy toczne (zakleszczone wewnątrz okien separatora). Wydzielana wówczas temperatura na powierzchni bieżni wewnętrznej powodowała z początku na tyle duże zwiększenie jej obwodu, że zostało wyluzowane jego połączenie z czopem – na przebiegach częstotliwości w funkcji czasu (otrzymane metodą FDM-A) nastąpiło znaczne zwiększenie czasu i częstości występowania impulsów zanikowych. Tarcie ślizgowe, które pojawiło się na połączeniu bieżni wewnętrznej z czopem, spowodowało dodatkowe wydzielanie znacznych ilości ciepła i zgranie ze sobą tych dwóch elementów. Długotrwały proces intensywnego wydzielania ciepła spowodował po pewnym czasie uplastycznienie czopa. Tego typu zjawisko zaobserwowane na hamowni związane było z ogólną utratą geometrii zawieszenia zespołu wirnikowego silnika turboodrzutowego – łopatki turbiny zaczęły ocierać o ścianki korpusu silnika. W tym czasie w budynku hamowni dały się odczuć silne wibracje niskiej częstotliwości o wzrastającym z sekundy na sekundę poziomie amplitudy. Natychmiastowe odcięcie paliwa przerwało ten proces. Jeżeli zjawisko destrukcji o podobnym przebiegu pojawiłoby się w czasie lotu, to z uwagi na swój niskoczęstotliwościowy charakter oraz liczne inne źródła drgań, mogłoby ono być mniej odczuwalne przez pilota. Tym bardziej zjawisko to byłoby dla załogi śmiertelnym zagrożeniem. Po uplastycznieniu czopa mogłoby się dokonać jego urwanie – wał turbiny oddzieliłby się od wału sprężarki. Wówczas sprężarka silnika (rys. 80, szczegół 5) obracałaby się nadal pod wpływem bezwładności oraz naporu aerodynamicznego na jej łopatki.

W związku z tym, że skrzynka napędów jest napędzana bezpośrednio przez sprężarkę (rys. 88, szczegół A; rys. 89 – koła zębate: z_1, z_2, z_3, z_4), wszystkie instalacje pławca i silnika będą dalej funkcjonowały (instalacja hydrauliczna zapewniająca wychylanie elementów sterowania samolotem, instalacja paliwowa, wskazania prędkości obrotowej wału silnika), sprawiając przez kilka/kilkanaście minut złudzenie poprawności działania całości. W rzeczywistości prędkość obrotowa sprężarki, na skutek tarcia w łożyskach, będzie powoli spadała. Nastąpi również spadek siły ciągu silnika – nieruchoma turbina będzie hamowała prędkość strumienia gazów wylotowych. W pewnej chwili ciśnienie w instalacji hydraulicznej spadnie tak nisko, że odetnie sterowanie – samolot może wpaść w korkociąg, zaś pilot z powodu nadmiernych przeciążeń może stracić przytomność. Taki scenariusz katastrofy miał już niejednokrotnie miejsce.

4.4.3. Podsumowanie. Objawy pracy łożyska o zbyt dużych oporach łącznych w metodach FAM-C i FDM-A

Opisany powyżej eksperyment zacierania łożyska środkowego lotniczego silnika turbinowego udowodnił pośrednio wpływ czystości łożyska na jego żywotność. Do diagnozowania stanu technicznego podpór łożyskowych zastosowano metodę FDM-A (opartą na analizie parametrów modulacji częstotliwości napięcia wyjściowego). W przypadku silnika o większym poziomie luzów promieniowych, po sztucznym podaniu proszku ściernego, w ciągu kilku godzin pracy nastąpiło uszkodzenie węzła łożyskowego.

W literaturze specjalistycznej z dziedziny tribologii łożysk ciernych dla procesów patologicznych opisano sytuację [75], w której po wysypaniu proszku ściernego najpierw obserwowano spadek wartości siły tarcia. W eksperymencie wykonanym w ITWL dla łożysk tocznych obserwowano podobne relacje. Przy dalszym podawaniu opiłków w ITWL następował intensywny wzrost łącznych oporów łożyska tocznego aż do uplastycznienia czopa łożyska włącznie.

Porównanie dwóch silników wykazało, że silnik o mniejszych luzach promieniowych był bardziej odporny na procesy związane z podawaniem opiłków w kanale olejowym niż silnik o większych luzach promieniowych.

Jednocześnie można wysnuć wniosek pośredni, że silniki turbinowe o średnim i zaawansowanym poziomie zużycia (średnim i zaawansowanym poziomie luzów promieniowych) powinny być szczególnie starannie chronione przed korozją:

- okresy ich przestoju powinny być zmniejszane do minimum,
- w przypadku konieczności przestoju powinny być ściśle przestrzegane reżimy ich konserwacji, w szczególności częstotliwość wstrzykiwania oleju konserwacyjnego do silnika oraz staranność jego rozprowadzenia pomiędzy elementami łożysk.

Eksperyment udowodnił pośrednio dużą czułość i rozdzielczość metod FAM-C i FDM-A oraz ich użyteczność do obserwacji procesów tribologicznych. Dzięki ich zastosowaniu możliwe jest wcześniejsze wykrywanie defektu węzłów łożyskowych silnika turbinowego polegającego na zwiększaniu oporów łącznych łożyska tocznego (na skutek wżerów korozyjnych lub zabrudzenia oleju), zanim stanie się on groźny dla bezpieczeństwa lotu. Udowodniono, że nawet skorodowane i wysłużone łożyska mogą być w przypadku szczególnej potrzeby (np. wykonywania zadań z dala od zaplecza logistycznego), bezpiecznie eksploatowane aż do poziomu granicznego, pod warunkiem systematycznych obserwacji metodami FDM-A i FAM-C. Z uwagi na konieczność precyzyjnego zaobserwowania momentu osiągnięcia przez dany zbiór charakterystyczny poziomu granicznego, niezbędne jest zagęszczenie częstości pomiarów diagnostycznych tak, aby silnik odpowiednio wcześnie odsunąć od eksploatacji.

4.5. Kompleks zaciśniętych elementów tocznych pomiędzy bieżniami

4.5.1. Wprowadzenie do problematyki pasowań łożysk tocznych

Na temat sposobu doboru pasowań łożysk tocznych jest wiele opracowań w literaturze przedmiotu. Ogólne zasady są teoretycznie dobrze znane [7, 32, 77, 120]. Rozwój napędu odrzutowego samolotów wymusił stosowanie szybkoobrotowych sprężarek i turbin i rzucił wyzwanie inżynierii łożyskowania. Początkowo sądzono, że tak duże prędkości obrotowe (10 000÷60 000 obr/min) wymagają łożysk o dużej precyzji wykonania i charakteryzujących się bardzo małymi luzami. Stosowanie tych reguł było przyczyną poważnych awarii ze względu na zbyt mały luz w stosunku do cieplnych odkształceń elementów łożyska. Okazało się ponadto, że znaczny luz jest konieczny nie tylko między elementami tocznymi a bieżniami (pomiędzy powierzchnią elementów tocznych a powierzchnią bieżni), lecz także w kieszeni łożyska¹ (pomiędzy powierzchnią elementów tocznych a krawędziami okien koszyka). W literaturze opisano istnienie rezonansu kontaktowego [32] – styk hertzowski jest z natury stykiem sprężystym. Styk ten może działać jak sprężyna i w połączeniu z masami stykających się ciał wywoływać drgania [8]. Johnson i Gray w 1975 r. [8] wykazali na podstawie badań na maszynie krążkowej, że drgania stykowe mogą być przyczyną fałdowania powierzchni roboczych krążków, wskutek okresowych odkształceń sprężystych. Długość fali sfaldowania λ_{ps} określonego przy częstości rezonansu kontaktowego, wskutek nieliniowości układu, zmieniała się wraz ze zmianą przyłożonego obciążenia:

¹ Fogg i Webber 1953, 1955.

$$\lambda_{ps} = V/f = 2 \pi (M/k)^{1/2} V \quad (4.2)$$

gdzie: V – prędkość ruchu [m/s],
 L – długość fali [m],
 f_{ps} – częstotliwość drgań stykowych,
 M – obciążenie styku mechanicznego,
 dk – współczynnik sprężystości materiału.

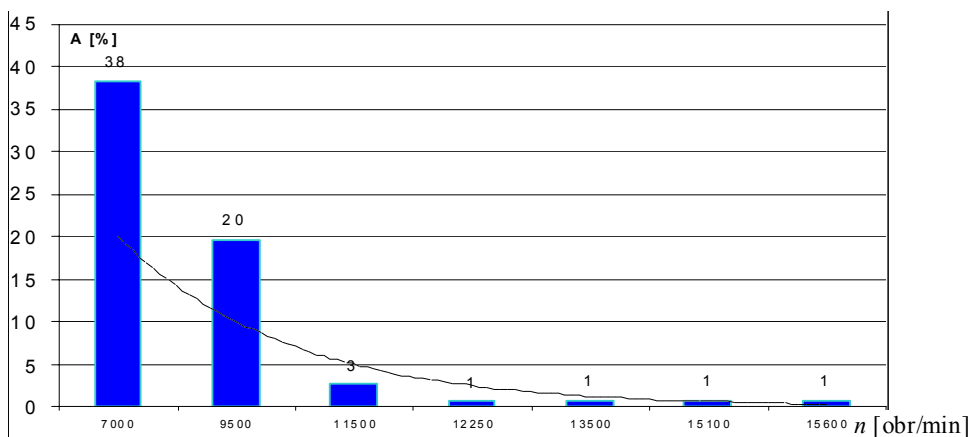
W analizie zjawisk tarcia toczonego i ślizgowego stykających się ciał sprężystych pomocne jest prześledzenie badań Reynoldsa z lat 1874 i 1876 [8], który rozważał skutki rozciągliwości pasów stosowanych do przekazywania mocy. Zauważył on, że pas po stronie czynnej jest rozciągany. Ponieważ w warunkach ustalonych taka sama ilość materiału powinna przejść przez dowolną płaszczyznę w przestrzeni w określonym czasie, dlatego część pasa znajdująca się po stronie czynnej powinna przemieszczać się szybciej, aniżeli część znajdująca się po stronie biernej. Poślizgi pasa względem koła napędzającego i napędzanego były więc niezbędne, aby skompensować jego odkształcenie sprężyste. Przesunięcia te muszą odbywać się tam, gdzie pas styka się z kołami, by możliwe było przenoszenie sił stycznych między pasem a kołem. Na koło napędzane będą działały takie same siły jak na koło napędzające, jednak prędkość obrotowa tego koła będzie mniejsza wskutek poślizgu względnego. Występują wówczas straty energii równej pracy zużytej podczas tarcia.

Oprócz zjawiska poślizgu, nazywanego dalej mikroślizgiem, Reynolds wyróżnił dwie inne przyczyny oporów toczenia. Jedna z nich, termodynamiczna, wiąże się z nagrzewaniem materiału pod wpływem ściskania i chłodzenia podczas odprężania. Druga przyczyna związana jest z lepkością. Reynolds zauważył, że kauczuk naturalny po odprężeniu nie wraca natychmiast do swojej pierwotnej długości. Nagrzewanie i chłodzenie oraz tłumienie wynikające z lepkości są to zjawiska ze sobą związane i można je określić jako histerezę.

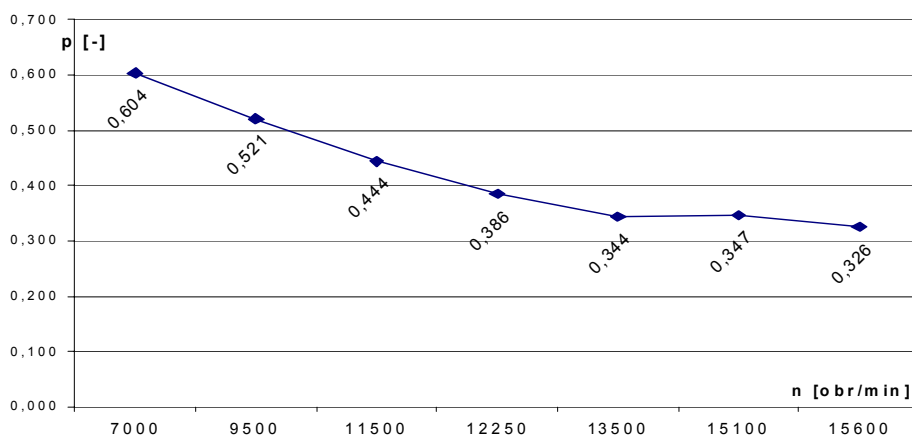
4.5.2. Obserwacje prawidłowo i zbyt silnie zaciśniętego łożyska metodami FAM-C i FDM-A

Ciasne pasowanie łożyska na czopie lub w oprawie może spowodować skasowanie luzu promieniowego łożyska, a nawet wywołać zacisk wstępny elementów toczyń [7, 77]. Zwiększa to znacznie opory toczenia, szczególnie przy niewielkich obciążeniach. Wzrost obciążenia promieniowego w tak zabudowanym łożysku powoduje obciążenie części bieżni, poprawiając warunki pracy łożyska. Pasowanie powinno być tak dobrane, aby przy obciążeniu naciski przenosiła połowa obwodu bieżni łożyska.

Oczywiście są to wytyczne pasowania ze świata mechaniki. Prawdopodobnie doświadczeni technolodzy znający bardzo dobrze charakterystyki termiczne i dynamiczne danego typu silnika turbodrzutowego oraz właściwości serii stosowanych łożysk mogliby przedstawić skomplikowany aparat matematyczny. Autor niniejszego opracowania reprezentuje specjalność maszyn elektrycznych, może więc dostarczyć jedynie określonych danych z monitoringu pewnych grup wad podpór łożyskowych przy pomocy metod FDM-A oraz FAM-C. Autor zauważył, że najdłuższą eksploatację zapewniają łożyska, których charakterystyka oporów łącznych (wysokość zbiorów charakterystycznych uzyskanych metodą FDM-A) maleje wraz ze wzrostem znamionowej prędkości obrotowej (rys. 94).



Rys. 94. Wysokość zbiorów charakterystycznych poprawnie osadzonego łożyska tocznego w funkcji prędkości obrotowej wału



Rys. 95. Charakterystyka współczynnika toczenia dla poprawnie osadzonego łożyska tocznego w funkcji prędkości obrotowej wału

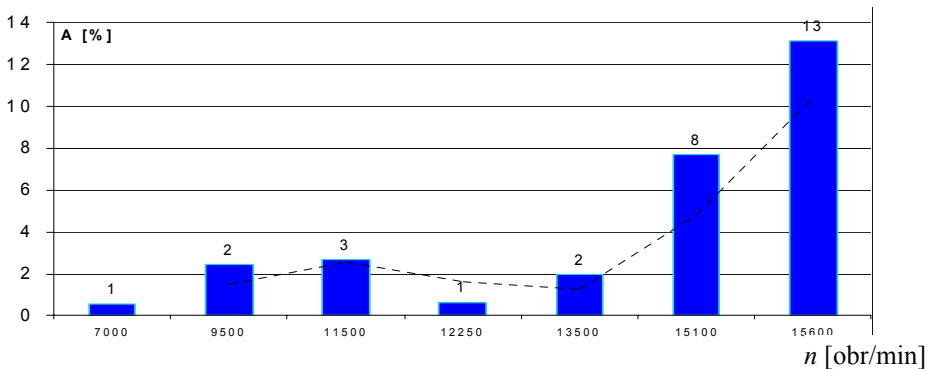
Jednocześnie charakterystyka współczynnika toczenia p_s (iloraz prędkości kątowej koszyka do prędkości kątowej czopa) w funkcji znamionowej prędkości obrotowej n przyjmuje kształt wykładniczy monotonicznie malejący z powodu oddziaływania sił hydromechanicznych (rys. 95).

Jeżeli łożysko zostanie osadzone na czopie ze zbyt dużym wciskiem, to wartość bezwzględna współczynnika toczenia dla niższych prędkości obrotowych:

$$p_s > p_N \geq 1,0 \quad (4.3)$$

co pozornie wydaje się nonsensem matematycznym. W praktyce tak duże wartości współczynnika toczenia mogą świadczyć o:

- wadzie mechanicznej na bieżniach,
- odchyłce kształtu kołowości 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.

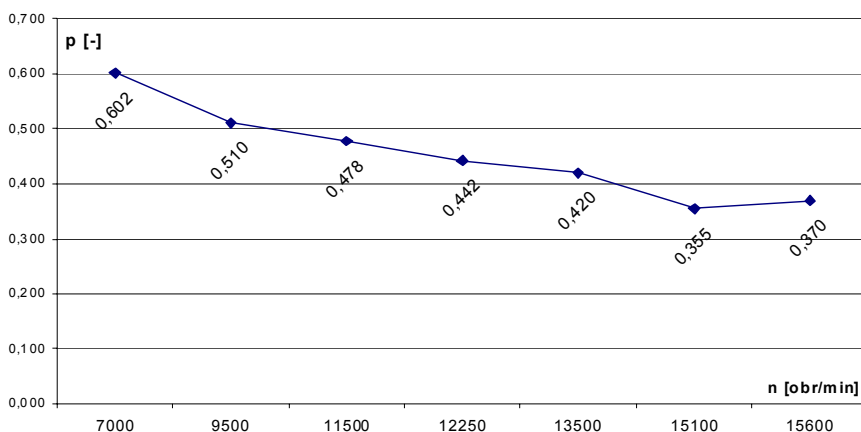


Rys. 96. Wysokość zbiorów charakterystycznych łożyska tocznego osadzonego na czopie ze zbyt dużym wciskiem, w funkcji prędkości obrotowej wału głównego

Podczas tarcia niesmarowanych powierzchni i w warunkach smarowania granicznego siły tarcia zmieniają się skokowo [R.G. Kirk, A.A. Alseed, *Stability Analysis of a High-Speed Automotive Turbocharger*, „Tribology Transactions”]. Tego rodzaju zjawiska były niejednokrotnie obserwowane metodą FAM-C dla silnie zaciśniętych łożysk tocznych w niektórych silnikach lotniczych. Z obserwacji przeprowadzonych przez autora na hamowni wynika, że po nałożeniu na czop jednego z łożysk dodatkowej warstwy chromu i zwiększeniu w ten sposób wcisku² (czopa w pierścieniu wewnętrznym łożyska) wartość średnia współczynnika

² Wcisk czopa wału w pierścieniu wewnętrznym łożyska zazwyczaj prowadzi do zmniejszenia luzów promieniowych pomiędzy bieżniami a elementami tocznymi łożyska.

toczenia (dla wszystkich poziomów ustawionych podczas testowania silnika) p_{sr} wyraźnie wzrosła [125]. Wzrósł również rozrzut wartości współczynników toczenia obliczony dla pojedynczych testów dla tej samej prędkości obrotowej, który dalej zostanie określony współczynnikiem $p_{smaxmax}/p_{sminmin}$.



Rys. 97. Charakterystyka współczynnika toczenia dla łożyska tocznego osadzonego ze zbyt dużym wciskiem, w funkcji prędkości obrotowej wału głównego

Wartość uśredniona współczynnika toczenia ze wszystkich prędkości obrotowych:

$$p_{s\bar{s}r} = (p_{s1} + p_{s2} + p_{s3} + \dots + p_{smax}) / k \quad (4.4)$$

gdzie: $p_{s1}, p_{s2}, p_{s3}, \dots, p_{smax}$ – kolejne współczynniki toczenia dla kolejnych prędkości znamionowych wału głównego badanego silnika turbodrutowego ($n_1, n_2, n_3, \dots, n_{max}$),

k – liczba testów.

Dla $n = n_1$ 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 i znaczne luzy promieniowe badanego łożyska, wartości współczynnika toczenia p_{sr} uległy zmniejszeniu po kilku godzinach pracy silnika turbodrutowego, zaś charakterystyka $p_s = f(n)$ nabrała kształtu monotonicznie opadającego.

Tak łagodnego „ułożenia się” charakterystyki nie doczekało się inne łożysko obserwowane przez autora, o stanie wyjściowym przedstawionym na rys. 96 i 97. Po około 3 h pracy silnika zaobserwowano, metodą FAM-C, pojawienie się znacznych luzów, co było widoczne w postaci zwiększenia się wysokości pierwszej harmonicznej 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 próbek testowych 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 zewnętrznej elementów tocznych (rys. 90) ze śladami uplastycznienia powierzchni elementów tocznych (ślady „frezowania” i sfalowania powierzchniowego). Stwierdzono także wyjątkowo duże zróżnicowanie kształtów pomiędzy poszczególnymi elementami tocznymi. Można tu wyróżnić cztery typy kształtów cylindrycznej powierzchni wałków tocznych:

- 1) z silnie sfalowaną powierzchnią cylindryczną,
- 2) ze śladami pittingu,
- 3) ze śladami frettingu,
- 4) jednostronnie stożkowe, gładkie zeszlifowania.

W związku z zaobserwowanymi znacznymi zmianami stochastycznymi szerokości pasma zbioru charakterystycznego dla poszczególnych prędkości znamionowych wału głównego silnika turboodrzutowego, autor postanowił utworzyć „współczynnik ekstremalnych zmian stochastycznych” $p_{s\max\max}/p_{s\min\min}$, określony wzorem:

$$p_{s\max\max}/p_{s\min\min} = \left\{ \left\{ p_{s1\max i} \right\}_{i=1}^{i=k} / \left\{ p_{s1\min i} \right\}_{i=1}^{i=k}, \left\{ p_{s2\max i} \right\}_{i=1}^{i=k} / \left\{ p_{s2\min i} \right\}_{i=1}^{i=k}, \dots, \left\{ p_{s\max\max i} \right\}_{i=1}^{i=k} / \left\{ p_{s\max\min i} \right\}_{i=1}^{i=k} \right\}_{\max} \quad (4.5)$$

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),

$p_{1i}, p_2, p_3, \dots, p_{\max}$ – kolejne współczynniki toczenia dla kolejnych prędkości znamionowych.

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

4.5.3. Hipotezy przebiegu zjawisk

Podczas weryfikacji elementów tocznych stwierdzono, że wszystkie do końca się obracały (brak jednostronnych zeszlifowań). Zróżnicowanie typów

uszkodzeń powierzchni może natomiast sugerować, że wywołał to proces destrukcyjny, w którym duże znaczenie miał indywidualny rozrzut wymiarów średnic poszczególnych elementów tocznych. Wszystkie te fakty sugerują, że łożysko monitorowane metodami FAM-C i FDM-A miało nadmiernie wykasowane luzy promieniowe. Zgodnie z zależnościami opisanymi przez Barwella, na powierzchni elementów tocznych oraz na bieżniach występowały intensywne fałdowania o długości fali opisanej wzorem (4.2). Z uwagi na zbyt małe luzy promieniowe zjawisko to rzutowało na płynność ruchu poszczególnych elementów tocznych, szczególnie tych o stosunkowo największych średnicach (typ kształtu nr 1). Wałki toczne o największych średnicach można nazwać „liderowymi” dla procesu zużycia zbyt silnie zaciśniętego łożyska.

Zgodnie z opisaną wcześniej teorią Reynoldsa [8], pod wpływem ściskania materiału elementu tocznego następuje jego nagrzewanie. Nagrzewanie to prawdopodobnie jest najbardziej intensywne na styku z bieżnią wewnętrzną. Tutaj bowiem siła odśrodkowa powoduje oderwanie od siebie obu stykających się powierzchni, co może spowodować poślizg wzdłużny łuków obu powierzchni i wydzielenie się dodatkowych porcji energii cieplnej. Nagrzewanie to jest szczególnie intensywne dla elementów tocznych o największych średnicach. Podgrzewanie dotyczy także bieżni łożyska, ale z uwagi na znaczną objętość materiału przyrost temperatury jest odpowiednio mniejszy. Wzrost temperatury powoduje większą podatność bieżni na zarysowania.

Zjawiska termiczne: nagrzewanie, chłodzenie materiału, jak również zjawiska związane z generowaniem fal sprężystych na powierzchni elementu tocznego, wpływają na odkształcenie powierzchni elementu tocznego. Zgodnie z hipotezą Reynoldsa, kształt powierzchni elementu tocznego nie wraca od razu do swojej pierwotnej postaci. W przypadku łożysk o zbyt małych luzach promieniowych liderowymi elementami w procesie destrukcji są elementy toczne o największych średnicach. Dla tych elementów następuje, na zasadzie dudnień dwóch fal mechanicznych, trwałe odkształcenie powierzchni wałków. Na ich powierzchni powstają charakterystyczne „frezowania” i sfałdowania powierzchniowe.

Sfałdowania i „frezowania” obserwowane metodą FDM-A objawiają się w postaci zwiększonej liczby przyhamowań łożyska i stąd, dla niższych prędkości obrotowych wału, otrzymuje się wartość p_s przekraczającą nie tylko wartość p_{sN} (określoną wzorem 4.1), ale nawet notuje się wartość $p_s > 1$. Należy zaznaczyć, że wartość $p_s = 1$ jest „zarezerwowana” dla zablokowanego koszyka, tj. zatrzymania obtaczania się elementów tocznych i przejścia w styk ślizgowy – dla obserwowanego zespołu zjawisk związanego ze zbyt niskimi luzami promieniowymi (jak wykazała weryfikacja) takie zablokowanie w ogóle nie występuje.

Wałki toczne o nieco mniejszej średnicy niż średnica wałków liderowych (typ kształtu nr 2) łatwo mogą, zdaniem autora, ulec zjawisku pittingu powierzch-

niowego. Luzy promieniowe są na tyle duże, że bez przeszkód dochodzi do ich powierzchni olej smarny, ale jednocześnie na tyle małe, że przy okresowym „przeciskaniu się” pomiędzy bieżniami następują mikropeknięcia powierzchniowe, w które wchodzi olej. Przy kolejnych okresowych „przeciskaniach” mikropeknięcia mogą być zawalcowywane. Kolejne oddziaływania sił mechanicznych mogą tak zwiększyć ciśnienie uwięzionego oleju, że ciśnienie to może rozsadzić zamykającą warstwę powierzchniową. Na powierzchni wałków tocznych powstają charakterystyczne kraterki.

Trzecia grupa (typ kształtu nr 3) elementów tocznych o jeszcze mniejszych średnicach łatwo z kolei ulega powierzchniowym siłom szczepienia ze sobą współpracujących powierzchni, czyli tzw. adhezji. Powierzchnie cylindryczne wałków tocznych względem powierzchni bieżni łożyskowych oddalają się od siebie i przybliżają na skutek mikronierówności kształtu lub bicia promieniowego bieżni albo elementu tocznego. Jednocześnie warstwy powierzchniowe elementu tocznego i bieżni są tak silnie związane (szczipione) ze sobą, że powierzchnie z elementu o wyższej temperaturze są wyrwane płatami przez element o niższej temperaturze. Ponieważ elementy toczne mają znacznie mniejszą objętość niż bieżnie, ich temperatura jest znacznie wyższa – wałki toczne noszą ślady wyrwania powierzchniowego.

Elementy toczne czwartej grupy (typ kształtu nr 4), o najmniejszych wymiarach średnic, nie podlegają intensywnym procesom destrukcji powierzchniowej, jak opisane wcześniej. Ich powierzchnia jest gładka i błyszcząca. Jednak z chwilą okresowego wchodzenia silnika na maksymalną znamionową prędkość obrotową siła podłużna turbiny jest tak duża, że wciska elementy separujące koszyka pod kryzę bieżni zewnętrznej, pozostawiając na zewnętrznych elementach koszyka (elementach separujących) charakterystyczne zeszlifowania. Zeszlifowania tego typu opisywano czasami w literaturze [134]. Zazwyczaj takiemu zużyciu towarzyszyło „...buczenie i dudnienie silnika...”. Niekiedy stwierdzano zbyt niski wydatek pompy olejowej, co „...pogarszało warunki chłodzenia ...i powodowało przegrzanie koszyka...”. Zdaniem autora, dla niższych wartości prędkości znamionowych wału głównego siła podłużna turbiny ulega zmniejszeniu i koszyk wraca do położenia środkowego względem bieżni. W przypadku większych luzów promieniowych wygięty owal koszyka „wybrałby” ten luz. W rozpatrywanym łożysku luz promieniowy jest zmniejszony, dlatego też nacisk krawędzi kryzy bieżni zewnętrznej na krawędzie elementów separujących koszyka powoduje dodatkową jego deformację – uzyskuje kształt stożka. Teoretycznie kształt stożka powinny mieć wszystkie elementy toczne łożyska. Trzeba jednak wziąć pod uwagę fakt, że zjawisko „tworzenia stożków” dotyczy tylko najwyższych prędkości znamionowych wału głównego. Ponieważ przez większość czasu lotu wał ten ma niższe prędkości znamionowe, elementy

toczne o najniższych wartościach średnic nie zdążą podwyższyć temperatury swojej powierzchni do granicy plastyczności, podczas gdy np. wałki pierwszej grupy (o największych średnicach) pracują, praktycznie biorąc, cały czas w temperaturze plastyczności niezależnie od wartości prędkości obrotowej. W związku z tym wałki te z pewnością są także kształtowane w formę stożka dla wyższych wartości prędkości znamionowych wału głównego. Dla niższych wartości okna koszyka kształtują z powrotem kształt walcowy w uplastycznionej powierzchni cylindrycznej wałka tocznego.

Pozostaje jeszcze kwestia oddziaływania elementów tocznych na koszyk łożyska. Elementy toczne o największych średnicach (typ 1) rozpierają koszyk, wzbudzając fale sprężyste. Z powodu uplastycznienia powierzchni cylindrycznej wałków tocznych elementy mają znaczne trudności w utrzymaniu płynności ruchu kąтового podczas przetaczania się pomiędzy bieżniami. W związku z tym może okresowo intensywnie narastać ich siła nacisku na okno koszyka. Elementy o najmniejszych średnicach (typ 4), jak wcześniej wspomniano, są wciskane pod kryzę bieżni zewnętrznej i oddziałują na koszyk łożyska środkowego. Nacisk krawędzi kryzy bieżni zewnętrznej na krawędzie elementów separujących koszyka powoduje dodatkową deformację koszyka – uzyskuje on kształt stożka. Najtrudniejsza do wytłumaczenia jest rola w tym procesie wałków drugiej i trzeciej grupy (typ 2 i 3). Energia elementów obrotowych drugiej i trzeciej grupy jest największa, gdyż luzy pomiędzy bieżniami są na tyle małe, że nie występuje poślizg pomiędzy bieżnią a elementem tocznym. W związku z tym wałki toczne drugiej i trzeciej grupy mają największy moment krętu. Prawdopodobnie elementy te mają największe oddziaływanie na koszyk podczas zmiany prędkości obrotowej wału głównego silnika oraz podczas manewrów przestrzennych statku powietrznego. Należy zaznaczyć, że siły oddziałujące na koszyk były tak duże, że spowodowały urwania kilku elementów separujących.

4.5.4. Podsumowanie. Skutki pracy zbyt silnie zaciśniętego łożyska oraz możliwości jego diagnozowania metodami FDM-A i FAM-C

W podrozdziałach 4.5.1÷4.5.3 omówiono przyczyny i skutki eksploatacji łożyska o zbyt małych luzach promieniowych. Omówiono typowe zobrażenia powstające dzięki oryginalnym, opracowanym w Zakładzie Awioniki ITWL, metodom diagnostycznym FAM-C i FDM-A.

Zarówno przebieg procesów termodynamicznych zachodzących w łożysku o zbyt dużym zacisku wstępnym, jak i ich powiązanie ze zobrazeniami modulacji częstotliwości prądnic jest trudne do wytłumaczenia. Taki przypadek był obserwowany tylko na jednym egzemplarzu silnika. Silnik, który uległ w czasie

eksploatacji opisanemu procesowi destrukcji na skutek zbyt silnego zaciśnięcia elementów tocznych, był tylko dwukrotnie diagnozowany. Utrudnia to prognozowanie długookresowe oraz wykreślanie krzywych trendu charakterystyk dla silników o podobnych zjawiskach w łożyskach. Pomimo tych trudności silne zaciśnięcie elementów tocznych łożyska jest dosyć łatwo rozpoznawalne metodą FDM-A.

Zmiany charakterystyk współczynnika toczenia przy zmianach zacisku na czopie potwierdzają wyniki badań innego egzemplarza silnika – był on badany laboratoryjnie na hamowni [125].

Opisany w opracowaniu przypadek destrukcji może się w przyszłości powtórzyć. Pod względem liczby obserwacji diagnostycznych jest to stosunkowo jeszcze płytko zbadany przez autora proces destrukcji łożysk tocznych. Należy więc niniejsze rozważania traktować jako zespół hipotez i skojarzeń, który autor próbuje powiązać w zamknięty proces przyczynowo-skutkowy. W związku z tym planowane jest wykonanie całego zespołu badań laboratoryjnych związanych z oddziaływaniem zwiększonego zacisku czopa na żywotność pracy łożysk silnika turbinowego. Równoległe będą prowadzone symulacje komputerowe. Powinny one pomóc w zrozumieniu wielu nie do końca wyjaśnionych mechanizmów destrukcji opisanych w niniejszym opracowaniu.

Dobór pasowań czop – łożysko i łożysko – gniazdo do wielkości luzów promieniowych jest trudną operacją technologiczno-remontową. Metody FAM-C i FDM-A dosyć czytelnie i jednoznacznie określają wszelkiego rodzaju luzy i dynamikę ruchu, jednakże „widzą” je w sposób kompleksowy. Istnieje więc możliwość błędnego zinterpretowania pewnych zjawisk. Dlatego należy przeprowadzić jeszcze wiele badań, aby można było precyzyjnie określić progi diagnostyczne związane z tymi pasowaniami.

Jednakże już dzisiaj należy stwierdzić, że systematyczne pomiary diagnostyczne wykonywane metodami FDM-A oraz FAM-C powinny wykryć większość przypadków zamontowania łożyska ze zbyt silnie zaciśniętym łożyskiem tocznym.

4.6. Diagnostyka łożysk o nadmiernych luzach promieniowych

4.6.1. Zwiększone luzy łożysk tocznych w literaturze z zakresu mechaniki

O ile badania nad tarciami mają swoją długoletnią historię, o tyle głębsze badania nad zużywaniem rozpoczęto stosunkowo niedawno, bo w latach pięćdziesiątych XX w. [79].

Łożyska są obecnie coraz bardziej obciążone, pracują z dużymi prędkościami, nieraz w bardzo trudnych warunkach otoczenia. W przypadku łożysk wyeksploatowanych, pojawiają się znaczne luzy promieniowe. Jak wynika z obserwacji autora metodami FDM-A i FAM-C, można zauważyć istotne i jednoznaczne relacje. Zmieniają się wówczas charakterystyki toczenia w funkcji prędkości obrotowej – w miarę zwiększania luzów promieniowych średnia wartość współczynnika toczenia (uśredniona ze wszystkich znamionowych prędkości obrotowych wału głównego stosowanych w czasie badania) zmniejsza się poniżej wartości teoretycznej (dla idealnego obtaczania) – określonego wzorem (4.1).

Równocześnie charakterystyka toczenia $p_s = f(n)$ zwiększa swoje nachylenie wraz ze wzrostem znamionowej prędkości kątowej – wzrasta oddziaływanie sił hydrodynamicznych oddziaływających na elementy toczne, a zanika klasyczne obtaczanie kontaktowe na szczytach mikronierówności pomiędzy elementami tocznymi a obydwoma bieżniami łożyska. Jednocześnie podczas badań naziemnych (badań w locie metodami FAM-C i FDM-A dotychczas nie przeprowadzano) zaobserwowano, że zmniejsza się indywidualny rozrzut prędkości toczenia poszczególnych elementów tocznych względem siebie, określony wzorem (4.5). W tej sytuacji szczególnego znaczenia nabiera rola filmu olejowego. W literaturze [77] wspomina się o badaniach doświadczalnych Palgmana, który przedstawił wzory empiryczne umożliwiające obliczenie momentu tarcia z dokładnością wystarczającą dla praktyki inżynierskiej. W tym celu rozdzielił on moment tarcia M_t na dwa składniki:

M_o – moment wywołany stratami brodzenia i tarciami wewnętrznym w środku smarującym,

M_1 – moment tarcia uwzględniający rozmiar styku elementów tocznych z bieżniami, wynikający z obciążenia i intensywności zjawisk przebiegających w tych obszarach.

Tak więc łączne opory tarcia M_t można określić wzorem:

$$M_t = M_o + M_1 \quad (4.6)$$

Wraz ze zwiększaniem się luzów następuje zmniejszenie udziału bieżni w przenoszeniu obciążenia, a wyniku tego znacznie zmniejsza się nośność łożyska [E. Mazanek, *Zagadnienia konstrukcyjne i wytrzymałościowe w wielkogabarytowych łożyskach tocznych wieńcowych*, Częstochowa 2005]. Rozróżnia się luz:

- montażowy – wprowadzony w czasie montażu nowego łożyska,
- eksploatacyjny – powstający w czasie eksploatacji łożyska i uzależniony od stopnia zużycia bieżni.

Pozornie im większe są luzy, to dla łożysk tocznych pracujących w środowisku silnych wibracji, jak np. łożyska toczne silników obrotowych, tym więcej oleju smarnego powinno się wtłoczyć w ich miejsce. Według autora niniejszego opracowania, byłby to błąd. Zwiększyłyby się co prawda tłumienie drgań rezonansowych podpór łożyskowych, lecz wzrosłyby straty brodzenia, czyli moment brodzenia M_o . Co gorsze, na skutek oddziaływania filmu olejowego wydłużałyby się odcinki czasu bez kontaktu elementu tocznego z bieżnią. Już Arhard i Paglina w 1974 r. stwierdzili, że opory tarcia tocznego M_t ulegają znacznemu zmniejszeniu w warunkach pewnego niedoboru smaru, pod warunkiem że jest go na tyle dużo, że niedobór ten nie wpływa wyraźnie na grubość warstwy smarowej. Gdy prędkość obrotowa jest duża, niezbędne staje się ograniczenie wydzielania ciepła – powinna być szczególnie zachowana czystość łożyska i jego kanałów smarnych – należy szczególnie starannie dbać o stan uszczelnień, zwłaszcza w środowisku o znacznym zapyleniu (np. w czasie lotu nad pustynią).

Moment tarcia elementów tocznych będzie największy tam, gdzie elipsa kontaktu ma największe pólisie. Dlatego też elementy toczne będą się toczyły po jednej powierzchni, a ślizgały po drugiej. Na ogół poślizg występuje na bieżni wewnętrznej, gdyż bieżnie zewnętrzne zapewniają, na skutek siły odśrodkowej bezwładności, lepsze przyleganie. Równoległe z siłą odśrodkową pojawia się moment żyroskopowy:

$$T_w = I \omega_k \omega_b \sin\beta \quad (4.7)$$

gdzie: T – moment żyroskopowy działający na element toczny,

I – moment bezwładności elementu tocznego,

ω_k – prędkość kątowna koszyka łożyska [rad/s],

ω_b – prędkość kątowna elementu tocznego,

β – kąt między podłużną osią symetrii czopa a osią podłużną elementu tocznego.

Moment żyroskopowy, którego wartość może być opisana wzorem (4.7), powoduje sprowadzenie wektora momentu krętu elementu tocznego do wektora momentu wymuszeń zewnętrznych po najkrótszej drodze aż do pokrycia się oby-

dwu wektorów. Należy rozpatrzyć dwa rodzaje oddziaływania momentów żyroskopowych:

- a) w skali mikro – żyroskopem jest element toczny, zaś pozostałe elementy toczne łożyska oddziałują na niego pewnymi momentami sił,
- b) w skali makro – żyroskopem jest zespół wirnikowy silnika turbinowego, zaś wychylenia elementów sterujących płatowca powodują momenty wymuszeń, oddziałujące na węzły mocowania silnika turbinowego.

4.6.2. Zjawiska żyroskopowe w łożyskach wałkowych silników turbinowych statków powietrznych

W przypadku nadmiernych luzów promieniowych oba typy oddziaływań żyroskopowych nabierają szczególnego znaczenia. Jeżeli na zespół wirnikowy będzie działała siła wymuszeń związana ze wznoszeniem statku powietrznego, czyli będzie działał moment M_v , to wektor krętu K będzie dążył do pokrycia się z wektorem wymuszeń M_v . Dla niskich prędkości obrotowych siła poosiowa od turbiny będzie na tyle mała, że nie zdoła „naciągnąć” osi obrotu wałów do wspólnej linii. Wówczas powstaje (pod wpływem siły ciężenia \vec{P}), przesunięcie punktu środka połączenia przegubu wielowypustowego. Przesunięcie to występuje na skutek oddziaływania wypadkowego wektora siły ciężenia i siły odśrodkowej bezwładności wynikającej z manewru przestrzennego statku powietrznego) określonej wzorem:

$$\vec{G} = \vec{P} + \vec{F}_r \quad (4.8)$$

gdzie: \vec{G} – wektor siły wypadkowej oddziałującej na czop łożyska środkowego,
 \vec{P} – wektor siły ciężenia oddziałującej na czop łożyska środkowego,
 \vec{F}_r – wektor siły odśrodkowej bezwładności.

Wartości modułów wektorów można opisać zależnościami:

$$|\vec{P}| = m \cdot g \quad (4.9)$$

$$|\vec{F}_r| = m \cdot V^2 / R \quad (4.10)$$

gdzie: m – masa zastępcza czopa środkowego,
 V – prędkość liniowa statku powietrznego w czasie manewru,
 R – promień łuku drogi manewru statku powietrznego.

Łożysko środkowe jest zazwyczaj wciśnięte w gniazdo łożyskowe poprzez sprężynujący tłumik drgań poprzecznych. Tłumik ten umożliwia znaczne promie-

niowe przemieszczania się czopa (niektóre tłumiki konstrukcyjnie są przygotowane na przemieszczenia do 1 mm). Jeżeli pod wpływem wektora siły \vec{G} środek połączeń przegubu wielowypustowego ugnie się o wartość Δr , to wałki łożyska tocznego mogą być poddane siłom wywołującym kąt skoszenia o wartości przekraczającej poziom dopuszczalny określony dla danego typu łożyska. Wielkość kąta skoszenia obu części wałów (wału sprężarki względem wału turbiny):

$$\operatorname{tg}\beta = \Delta r / L \quad (4.11)$$

gdzie: Δr – wartość ugięcia środka przegubu wielowypustowego pod wpływem siły \vec{G} ,
 L – długość wału turbiny.

W tym samym czasie wałki łożyska tocznego także doznają przekoszenia, gdyż oś symetrii podłużnej czopa zostaje kątowno przemieszczona względem osi symetrii gniazda łożyska. Im większy będzie luz w łożysku, tym większa będzie tolerancja węzła środkowej podpory na przekoszenie wałów. Tam gdzie bieżnie zbliżają się do siebie, następuje obtaczanie danej krawędzi po bieżni wewnętrznej i zewnętrznej. Jeżeli środek połączenia obu wałów ma znaczne przemieszczenie promieniowe Δr w pewnym kierunku (na przykład w kierunku wektora przyciągania ziemskiego), to zjawisko napędzania wałków łożyska tocznego przez obtaczanie następuje tylko wtedy, kiedy wałki znajdują się w dolnej półsfery. Należy zaznaczyć, że wówczas napędzanie będzie realizowane poprzez sprzężenie cierne w punktach styczności. Obtaczanie w powyższych punktach jest realizowane nie tylko przez stricte cierne procesy pomiędzy powierzchnią bieżni i cylindryczną powierzchnią wałków tocznych, ale również poprzez siły lepkości oleju smarnego przylegającego do tychże elementów tocznych i bieżni. Warunek znacznego przemieszczenia można opisać zależnością:

$$\Delta r > 2 h_r \quad (4.12)$$

gdzie: h_r – grubość warstwy przyściennej filmu olejowego na powierzchni wałka tocznego oraz na powierzchni bieżni łożyska tocznego.

Tak więc tylko w dolnym położeniu element toczny będzie napędzany, w pozostałych położeniach będzie się on poruszał siłą bezwładności, wytracając energię na pokonanie sił bezwładności oleju smarnego. Kiedy taki luźno wirujący element toczny z górnego położenia będzie przemieszczał się do dolnego położenia, jego prędkość obrotowa będzie już znacznie zmniejszona. Z chwilą dostania się w strefę oddziaływania cierne bieżni nastąpi intensywne zwiększanie prędkości obrotowej elementu tocznego. Z uwagi na bezwładność bryły elementu tocznego, wystąpi wówczas poślizg z wydzielaniem się znacznych ilości ciepła

w łożysku. Stąd też prawdopodobnie powstają stożkowate „ogradowania” krawędzi wałków tocznych łożysk tocznych środkowej podpory niektórych silników.

Przy średnim poziomie przemieszczenia promieniowego Δr , określonym zależnością

$$h_r < \Delta r \leq 2 h_r \quad (4.13)$$

zawsze istnieje (przy przekoszeniu) co najmniej jeden punkt styczny wałka tocznego z co najmniej jedną bieżnią łożyskową. Wałki toczne są w ten sposób skośnie frezowane (punktowo „obrabiane”) przez krawędź okna koszyka łożyska tocznego. Podobnie jak dla sprzęgieł wielowypustowych, pracujących z przekoszeniem [20, 39], punkt styczności powierzchni cylindrycznej wałka tocznego z krawędzią koszyka, w czasie jednego pełnego obrotu koszyka, przemieszcza się dwukrotnie wzdłuż wałka tocznego. Powoduje to skrawanie powierzchni cylindrycznej wałka tocznego. Być może dla lekko i średnio skorodowanych łożysk o średnim poziomie luzów mieszczących się w granicach określonych zależnością (4.13) takie „naturalne” skrawanie na niskich znamionowych prędkościach obrotowych oraz płukanie łożyska w silniku zamontowanym na płatowcu będzie umożliwiło usunięcie skorodowanej powierzchni. Prawdopodobnie tego typu operacja umożliwi także poprawę kształtu kołowości wałków łożyskowych. Wówczas umożliwiłoby to wydłużenie eksploatacji łożyska. Taka operacja musiałaby być ściśle monitorowana. Autor uważa, że metody FAM-C i FDM-A doskonale się do tego nadają. Czas trwania sekwencji docierania nie może być zbyt długi – jeżeli zostanie stwierdzone, że w czasie takiego docierania charakterystyki toczenia $p_s = f(n)$ dla wyższych prędkości obrotowych stają się monotonicznie narastające, to docieranie należy natychmiast przerwać. Taki monotoniczny wzrost świadczy, według doświadczeń autora, o zakleszczaniu się elementów tocznych, prawdopodobnie podczas docierania nagromadzenie produktów ścierania może być tak duże, że możliwe jest wykasowanie luzów promieniowych łożyska. W procesie tego zakleszczania istotny jest czynnik cieplny – dlatego z chwilą stwierdzenia objawów zakleszczania, proces docierania należy przerwać i poczekać do pełnego wychłodzenia silnika i łożyska.

Podczas ewolucji przestrzennych statku powietrznego, np. wykonywania figury wyższego pilotażu, przemieszczenie środka czopa może się odbywać nie tylko do dołu, ale też w każdym innym kierunku w zależności od zwrotu siły ciężenia \vec{P} . Teoretycznie rzecz ujmując, siła dociskająca może precesować w dowolną stronę. Wówczas to opisane zużywanie się elementów tocznych oraz okien koszyka może przebiegać szczególnie szybko. Dlatego też, jeżeli w lotniczym silniku turbinowym odkryto duży poziom luzów promieniowych w łożysku (np. przy pomocy metody FAM-C), to taki silnik nie może być eksploatowany na sa-

molotach akrobacyjnych – powinien on być zamontowany na samolocie wykonującym loty bez gwałtownych manewrów.

Aby zapobiec zjawiskom nadmiernego przemieszczania się środka przegubu wielowypustowego należy w czasie remontów przestrzegać reżimów regeneracji wielowypustów w miejscu połączenia obu części wałów – powinny mieć po remoncie tylko minimalne luzy dopuszczone w technologii. Wśród kadr inżynierjno-technicznych zakładów remontowych panuje opinia, że im większe luzy w tym miejscu, tym mniejsze niebezpieczeństwo pęknięć dla struktury materiałowej tych elementów. Autor tego opracowania ma zgoła odmienne zdanie. Przestrzeganie ścisłych reżimów luzów połączenia wielowypustowego (zgodnie z normami [116]) umożliwiłoby utrzymanie obu wałów w linii prostej dla niskich prędkości znamionowych. To z kolei umożliwiłoby zmniejszenie kąta przekoszenia dla niższych prędkości, a więc minimalizację sił skręcających w tym połączeniu – zmniejszyłoby się także ryzyko pęknięć struktury materiału. Ważna jest też poprawność dokręcenia nakrętki mocującej wał turbiny z czopem sprężarki. Istotną rolę odgrywa dopasowanie półpięścieni do rowków wytoczonych w wale sprężarki.

4.6.3. Diagnostowanie stanów rezonansowych w łożyskach tocnych

Stany rezonansowe w łożyskach mogą mieć różne przyczyny, m.in. wadliwy montaż łożysk lub nieodpowiednie przechowywanie, zwłaszcza w kompletnym urządzeniu, np. silniku (brak okresowego przetaczania elementów tocnych). W tym czasie dochodzi do utworzenia na obwodzie bieżni tzw. fałszywych odcisków Brinnella, które w późniejszej eksploatacji stają się swoistymi „basenami przyciągania” [J. Andrejewicz, *Chaos i synchronizacja w układach fizycznych*, Łódź 1993] elementów tocnych. Zdaniem autora, lotnicze łożyska tocne są poprawnie przechowywane i montowane, zaś „fałszywe” odciski Brinnella są raczej spowodowane silnym dociskaniem elementów tocnych do bieżni zewnętrznej przez czop sprężarki, pod wpływem zjawisk opisanych w poprzednim rozdziale. Autor niejednokrotnie uczestniczył w demontażu łożysk, w których wcześniej (przy pomocy metody FDM-A) obserwowano stan rezonansu w czasie eksploatacji silnika lotniczego. Zawsze stwierdzano istnienie na bieżni zewnętrznej „fałszywych” odcisków Brinnella. Liczba odcisków zawsze była równa liczbie elementów tocnych danego łożyska. Ta liczba pozornie nie zgadza się z warunkiem obtaczania normalnie pracującego łożyska toczonego – elementy toczone koszyka obracają się po bieżni wewnętrznej i powodują kątowe przemieszczanie koszyka. Stosunek prędkości kątovej koszyka do prędkości kątovej czopa (przy założeniu idealnego, tzn. bez poślizgów, obtaczania się elementów tocnych po bieżni), można obliczyć ze wzoru (4.1). Dla typowych łożysk tocnych lotniczych silników turbinowych wartość tego współczynnika wynosi przeważnie

$p_s = 0,3 \div 0,5$. Wydaje się, że liczba odcisków na bieżni zewnętrznej powinna być równa iloczynowi elementów tocznych N i wartości współczynnika toczenia p_s . Ponieważ w rzeczywistości liczba odcisków jest dokładnie 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 to było możliwe, prawdopodobnie wcześniej następuje zwiększenie wymiarów okien w koszyku (na skutek tarcia ślizgowego między elementami tocznymi a krawędzią okna koszyka), a następnie koszyk opada. Potwierdzają to obserwacje wykonywane metodami FAM-C i FDM-A:

- przed wystąpieniem rezonansu systematycznie zwiększa się wartość składowej pulsacji na przebiegu $f_i = f(t)$ kanału AC – świadczące o zwiększaniu luzów obwodowych węzła łożyskowego,
- pojawiają się symptomy opadnięcia koszyka, na charakterystyce toczenia $p_s = f(n)$ pojawia się lokalne ekstremum dodatnie.

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. Po opadnięciu koszyka na bieżnię wewnętrzną prędkość koszyka zwiększa się od poziomu prędkości:

$$\omega_k = p_s \omega_{cz} \quad (4.14)$$

gdzie: ω_k – prędkość kątów koszyka,
 ω_{cz} – prędkość kątowna czopa

do prędkości kątowej czopa (przy założeniu braku poślizgu) wyrażonej wzorem:

$$\omega_k = \omega_{cz} D_w / D_k \quad (4.15)$$

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 w czasie rezonansu odbywa się promieniowo. Jeżeli z jakichkolwiek przyczyn prędkość koszyka zmniejszy się poniżej prędkości czopa, to element toczny uderzy w okno koszyka i zwiększy jego prędkość kątową. Wówczas następuje synchronizacja prędkości kątowej koszyka z prędkością kątowną czopa. Oczywiście zjawisko „synchronizacji” prędkości kątowej koszyka z prędkością kątowną czopa działa i w drugą stronę – jeżeli prędkość koszyka przekroczy prędkość czo-

pa, to nastąpi uderzenie drgającego elementu tocznego w przeciwniebną krawędź okna koszyka i nastąpi jego przyhamowanie.

W powyższych rozważaniach może narodzić się pytanie, dlaczego elementy toczne w czasie rezonansu promieniowego łożyska złołbia i pogłębiają „fałszywe” odciski Brinnella w ściśle określonym miejscu? Otóż, zdaniem autora, elementy toczne wpadające stochastycznie do zagłębienia w bieźni zewnętrznej wyhamowują część swej energii obrotowej, przez co odbywa się pewna standaryzacja prędkości obrotowej. Jeżeli element toczny wytraci w „fałszywym” odcisku Brinnella zbyt wiele energii, nie zdąży wówczas odbić się wystarczająco szybko od bieźni zewnętrznej i zostanie po niej pociągnięty przez „nadbiegający” element koszyka. W ten sposób ten 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 jego dnie, w kierunku przeciwnym do kierunku obrotu koszyka. Wówczas nadbiegający element koszyka uderza element toczny.

Powyższy opis zachowania się elementów tocznych w czasie rezonansu jest hipotezą autora – jej pełne udowodnienie wymaga wielu badań eksperymentalnych i analiz. Jednakże faktem jest, że na zniszczonych łożyskach o nadmiernych luzach promieniowych podczas demontażu stwierdzano „fałszywe” odciski Brinnella, co zgodnie z literaturą jednoznacznie świadczy o promieniowym rezonansie wewnętrznym łożyska tocznego. Jednocześnie dla takich właśnie łożysk autor obserwował (w czasie eksploatacji silnika turbinowego) zwiększającą się względną wysokość zbiorów charakterystycznych otrzymywanych metodą FDM-A (względna wysokość zbioru charakterystycznego – iloraz wysokości zbioru charakterystycznego i jego szerokości). Wzrastała także wartość dobroci zbiorów charakterystycznych. Ponadto autor obserwował, w miarę pogłębiania się stanów rezonansowych, rozseparowywanie się zbiorów charakterystycznych (przestawały łączyć się z sobą). W trakcie dalszej eksploatacji zbiory te rozpadały się w pionie i w poziomie na oddzielne podzbiory (rys. 98). Dla porównania, zbiory charakterystyczne dla łożyska bez rezonansu łączą się ze sobą (rys. 92, rys. 93) i mają niską wartość dobroci Q .

Na końcu nasuwają się pytania – czy stany rezonansowe wewnątrz łożysk tocznych są groźne dla ich trwałości i kiedy należy odsunąć lotniczy silnik turbinowy od eksploatacji? Na podstawie obserwacji eksploatacyjnych i kontrolnych demontaży można stwierdzić, że długotrwałe stany rezonansowe mogą doprowadzić do przerwania elementu separującego w koszyku. Brak elementu separującego jest obserwowany przez autora metodą FAM-C na przebiegach częstotliwości chwilowej $f_i = f(t)$ w postaci paczek impulsów szpilkowych (rys. 99). Liczba impulsów w paczce odpowiada liczbie przerwanych elementów separujących koszyka.

Na podstawie prawie czteroletnich badań eksploatacyjnych, popartych kilkoma demontażami, zaobserwowano, że długotrwałe stany rezonansowe są groź-

ne dla bezpieczeństwa lotów. Zgodnie z pewnymi wskazówkami zawartymi w pozycji [21] oraz na podstawie obserwacji własnych autora, zostało opracowane zestawienie parametrów procesów diagnostycznych (tablica 4.15) dla silnika turbinowego jednowałowego.

Tablica 4.15

Zestawienie parametrów procesów diagnostycznych stanów rezonansowych silnika turbinowego jednowałowego trójpodporowego

Poziom zagrożenia	Kwalifikacja diagnostyczna	Częstość sprawdzeń FDM-A w czasie eksploatacji [h]	Rozdzielenie zbiorów charakterystycznych danego łożyska tocznego		Bez rozdzielania zbiorów charakterystycznych danego łożyska tocznego	
			Dobroć zbiorów Q	Względna wysokość zbiorów [Hz/Hz]	Dobroć zbiorów Q	Względna wysokość zbiorów [Hz/Hz]
Bardzo niski	A	100±20	<2	<20	<2	<200
Niski	B	50±10	≥2÷4	20÷50	≥2÷4	200÷500
Średni	C	25±5	≥4÷6	50÷100	≥4÷6	500÷1000
Znaczny	D	12,5±2,5	≥6÷8	100÷200	≥6÷8	1000÷2500
Wysoki	E	5±1	≥8÷10	200÷300	≥8÷11	2500÷4000
Bardzo wysoki	F	Natychmiastowe wycofanie	≥10	>300	≥11	>4000

4.6.4. Możliwości metod FAM-C i FDM-A w wykrywaniu nadmiernych luzów promieniowych w łożysku

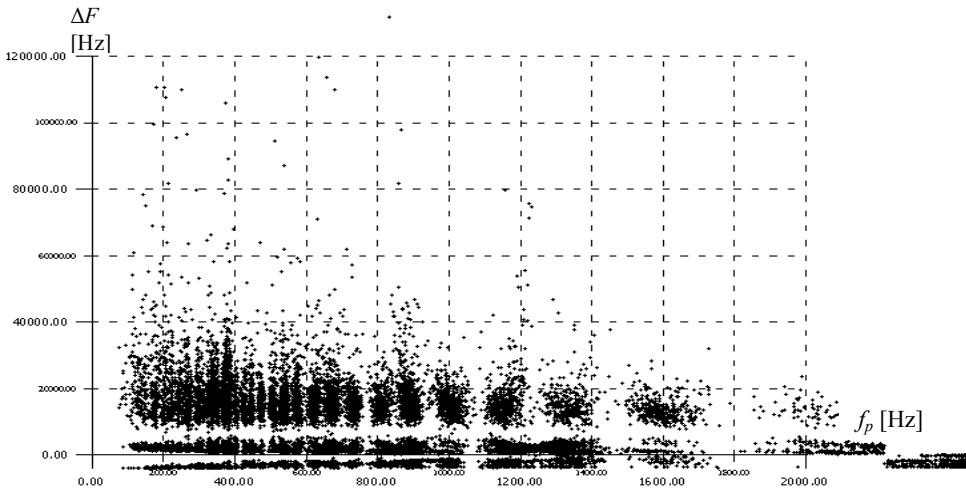
Z obserwacji eksploatacyjnych wynika, że długotrwałe stany rezonansowe łożysk tocznych po pewnym czasie kończą się destrukcją łożysk: następuje przewrwanie elementów separujących koszyka, a następnie rozerwanie obwodu koszyka. Stan rezonansu, obserwowanego metodą FDM-A, charakteryzuje:

- wysoki poziom dobroci ($Q > 10$) i wysokości względnej zbioru charakterystycznego (tablica 4.16)
- niski poziom wartości bezwzględnej wysokości zbiorów charakterystycznych – wartość uśredniona (ze wszystkich znamionowych prędkości obrotowych) zmniejsza się do poziomu $A \approx 40 \div 60$ kHz,
- wysokości zbiorów charakterystycznych w funkcji prędkości obrotowej ($A = f(n)$) przyjmuje kształt „wannowy”,
- następuje separacja i rozpad zbiorów charakterystycznych w pionie i w poziomie.

Tablica 4.16

Zestawienie parametrów progów diagnostycznych silnika turbinowego jednowalowego trójpodporowego

Poziom zagrożenia	Kwalifikacja diagnostyczna	Częstość sprawdzeń FDM-A w czasie eksploatacji [h]	Wartość współczynnika toczenia dla $n = n_{\max} P_{\text{str}} P_{\text{dmax}}$	Wartość pierwszej harmonicznej toru AC h_0 [Hz]	Owalizacja gniazda łożyskowego [%]	Wartość pierwszej podharmonicznej (0,5 h_0) toru AC $h_{0,5}$ [Hz]	Iloraz pierwszej podharmonicznej do pierwszej harmonicznej AC ($h_{0,5}/h_0$) _{st}	Wartość względna pulsacji całkowitej przebiegu toru pomiarowego AC [%]	Głębokość modulacji amplitudy AC ($A_{\max} - A_{\min}$) [Hz/Hz]
Bardzo niski	A	100±20	>0,385	0÷2,4	0÷5	0÷5	0÷1	0÷1	0÷2
Niski	B	50±10	0,350÷0,385	2,4÷6,55	5÷10	5÷10	1÷2	1÷1,5	2÷6,5
Średni	C	25±5	0,300÷0,350	6,55÷13,1	10÷20	10÷20	2÷5	1,5÷2	6,5÷11
Znaczny	D	12,5±2,5	0,210÷0,300	13,1÷39,3	20÷30	20÷30	5÷10	2÷3	11÷19
Wysoki	E	5±1	0,160÷0,210	39,3÷52,4	30÷40	30÷40	10÷40	3÷10	19÷30
Bardzo wysoki	F	Natychmiastowe wycofanie	≤0,160	>52,4	>40	>40	>40	>10	>30



Rys. 98. Zbiory charakterystyczne dla łożysk z rezonansem

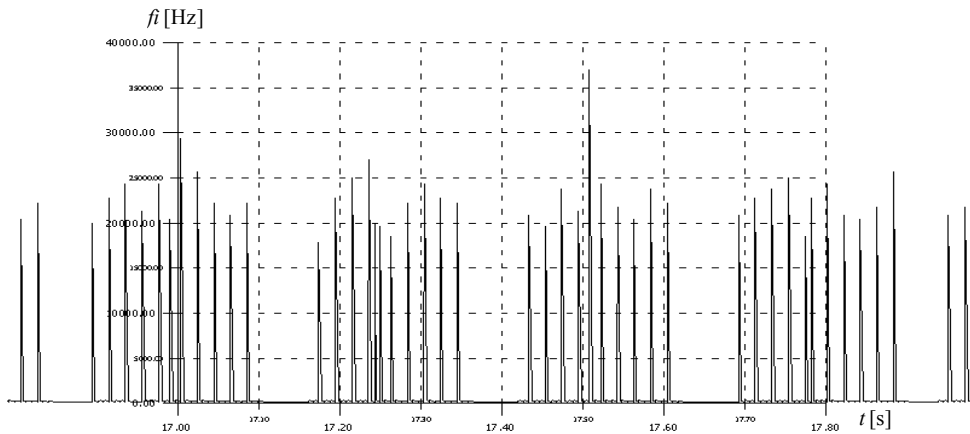
Zanim dojdzie do objawów stanu rezonansu, to wcześniej występuje:

- systematyczne zwiększanie poziomu luzów promieniowych,
- zwiększanie wymiarów okien koszyka – następuje zwiększenie wartości składowej pulsacji w kanale AC na obrazowaniach $f_i = f(t)$,

- c) zmniejszanie się wartości średniej p_{sr} współczynnika toczenia – zmniejsza się szerokość pasma całkowitego Δf_p w kanale DC na obrazowaniach $\Delta F = f(f_p)$,
- d) opadnięcie koszyka na bieżnię wewnętrzną – pojawia się lokalne ekstremum dodatnie na charakterystyce $p_s = f(n)$.

Jednakże nie każde łożysko o zwiększonych luzach wchodzi w stan rezonansu. Na obecnym etapie prac autor może przedstawić wyniki badań dwóch silników turbinowych, w których obserwowano nadmierne luzy promieniowe i jednocześnie bardzo niski współczynnik toczenia. Wartość współczynnika toczenia była znacznie niższa, niż wynikałoby to ze wzoru (4.3) na wartość znamionową współczynnika toczenia, nie wykazując jednocześnie oznak rezonansu wewnętrznego łożysk (brak rozpadu zbiorów charakterystycznych w pionie i w poziomie). Wartości dobroci tych silników $Q = 5 \div 8$. Jeden silnik (wykazujący według metody FAM-C nadmierne luzy promieniowe środkowej podpory, $Q \approx 5,5$, współczynnik toczenia $p_s < p_{sN}$, $A \approx 30$, $A = f(n)$ kształt opadający, lecz nie wykazujący oznak rezonansu wewnętrznego łożyska) doznał w czasie lotu wibracji płatowca o „średniej amplitudzie” i na wniosek personelu latającego został wycofany z eksploatacji. Stwierdzono (tablica 4.3) przekroczenie poziomu luzów promieniowych powyżej wymagań technicznych remontowych. Jednocześnie, „nie stwierdzono jednoznacznych symptomów destrukcji” i oszacowano, że stan techniczny kwalifikował węzeł łożyskowy do dalszej eksploatacji. Czy należało wyciągnąć z tego wniosek, że luzy promieniowe mogą być zwiększane bez ograniczeń, nie stanowiąc zagrożenia katastroficznego, wzbudzając tylko okresowe niskoczęstotliwościowe wibracje płatowca o „średniej amplitudzie”? Na pewno są jakieś jednoznaczne granice zagrożenia katastroficznego, chociaż autor w praktyce eksploatacyjnej nie stwierdził jeszcze takiego przypadku. Odpowiedź na to pytanie można próbować uzyskać tylko na bazie danych literaturowych i analiz teoretycznych. Prawdopodobnie wraz ze wzrostem poziomu luzów promieniowych łożyska, wzrastać będzie tendencja do przemieszczania się środka przegubu wielowypustowego przy niższych znamionowych prędkościach kątowych. Przemieszczenie to będzie wymuszane wektorem siły \vec{G} określonej wzorem (4.8), powodując przekoszenie wałów. W następstwie na krawędziach wielowypustów środka przegubu wielowypustowego pojawiają się intensywne siły skrawające [20], powodując zwiększanie się luzów obwodowych. W trakcie dalszego procesu zużycia luzy te mogą stać się tak duże, że będą wywoływać drgania obwodowe nawet przy wyższych znamionowych prędkościach obrotowych. Jednocześnie w wyniku przemieszczania się środka przegubu wielowypustowego oraz drgań obwodowych, ścieraniu ulegają powierzchnie boczne półpierścieni spinających wał turbiny z wałem sprężarki (rys. 90, element 10) ich przekrój poprzeczny z prostokątnego zmienia się na trapezowy. Tak więc w czasie eksploatacji procesy ścierne na wielowypustach przegubu wielowypustowego i półpierścieniach mocu-

jących będą powodować zwiększenie amplitudy drgań obwodowych. Drgania te zmniejszają siłę tarcia występującą na połączeniu gwintowanym łączącym nakrętkę, mocującą wał turbiny (rys. 90, szczegół B, element 9) z czopem sprężarki. Ponieważ w trakcie pracy sprężarki obserwuje się obwodowe pulsacje prędkości obrotowej, może dojść do „odkręcenia” (a właściwie „wykręcenia”) gwintowanego czopa sprężarki z nakrętki mocującej. Takie rozkręcenie tego połączenia może przynieść katastrofalne skutki. Aby temu zapobiec, należałoby zastosować dodatkową podkładkę zabezpieczającą.



Rys. 99. Przebieg częstotliwości kanału AC dla łożyska z przerwanymi pięcioma elementami separującymi koszyka

Rozdział 5

ANALOGIE WYBRANYCH ZAGADNIEŃ ANALIZY SYGNAŁÓW I ZOBRAZOWAŃ W METODACH FAM-C ORAZ FDM-A

5.1. Podstawowe analogie metody FAM-C i teorii przesyłu radiowego

W niniejszym rozdziale przedstawiono pewne skojarzenia i zależności, które są wspólne dla metody diagnostycznej FAM-C i zjawisk znanych z teorii i praktyki analizy sygnałów. Dotychczas w środowiskach naukowo-badawczych diagnostyka zespołów napędowych rozwija się niezależnie od zagadnień przesyłu informacji drogą radiową. Zdaniem autora, należy jak najszybciej szukać analogii pomiędzy diagnostyką techniczną a radiotechniką. Jest to bowiem niezbędne do szybszego i tańszego doskonalenia metod diagnostycznych zespołów napędowych.

Każdy uszkodzony element zespołu napędowego prądnic jest swoistym generatorem lub modulatorem drgań mechanicznych, które w prądnicach zamieniają się na drgania elektryczne. Specyficzne korelacje pomiędzy zjawiskami drgań elektrycznych wydają się autorowi analogiczne do opisanych w teorii przesyłu radiowego.

Każda para kinematyczna zespołu napędowego, w zależności od swojego stanu technicznego, moduluje sygnał wału głównego silnika. Każda prądnicą lotniczą generuje częstotliwość znamionową napięcia f_N , którą można określić wzorami:

- dla prądnicy prądu stałego (1.16),
- dla prądnicy prądu przemiennego (1.13).

Częstotliwość f_N pełni funkcję „częstotliwości heterodyny” [70] dla przesyłu radiowego. Prądnicą lotniczą odgrywa rolę generatora-heterodyny oraz miesza cząstotliwości:

- fali nośnej kompleksowego sygnału diagnostycznego z wnętrza zespołu napędowego w postaci zmodulowanej prędkości obrotowej podawanej na wejściu wałka prądnicy,
- „częstotliwości heterodyny”.

Każdy podzespół silnika lotniczego pełni funkcję „generatora modulującego”. Przykładem takiego podzespołu może być łożysko toczne, które jest równoległym połączeniem biernego i czynnego elementu mechanicznego. Tak więc łożysko toczne jest również generatorem drgań [32]. „Generator modulujący” może być generatorem pierwotnym czynnym, tj. może generować częstotliwość własną wynikającą z jej właściwości sprężystych i masy (częstotliwość własna rezonansowa) albo modulatorem wtórnym biernym. W przypadku diagnozowania silnika turbinowego rolę generatora pierwotnego pełnią m.in.: prędkość obrotowa turbiny i wału głównego (będąca pochodną sił gazodynamicznych oddziaływujących na turbinę silnika), pierścienie sprężyste, np. tłumik drgań promieniowych łożyska, koszyk łożyska tocznego. Każdy podzespół mechaniczny wiruje z pewną prędkością znamionową (f_{Nm}), która zależy od iloczynu [60]:

$$f_{Nm} = n/60 p_w p_s i S \quad (5.1)$$

gdzie: n – prędkość obrotowa wału głównego [obr/min],

p_w – liczba par biegunów wirnika prądnicy prądu przemiennego,

p_s – liczba par biegunów stojana prądnicy prądu przemiennego,

i – wartość przełożenia pomiędzy wałem głównym silnika a prądnicą prądu przemiennego,

S – liczba faz.

Każdy taki podzespół jest generatorem drgań i może być przedstawiony na płaszczyźnie $\Delta F = f(f_p)$ w postaci oddzielnych zbiorów charakterystycznych – prążków (rys. 100÷102). Jeżeli teraz taki podzespół ma dodatkowy modulator – np. gniazdo łożyska głównego ma owal, to pojawiają się prążki boczne: prążek boczny sumacyjny i prążek boczny różnicowy [33, 128] (rys. 100 i 101).

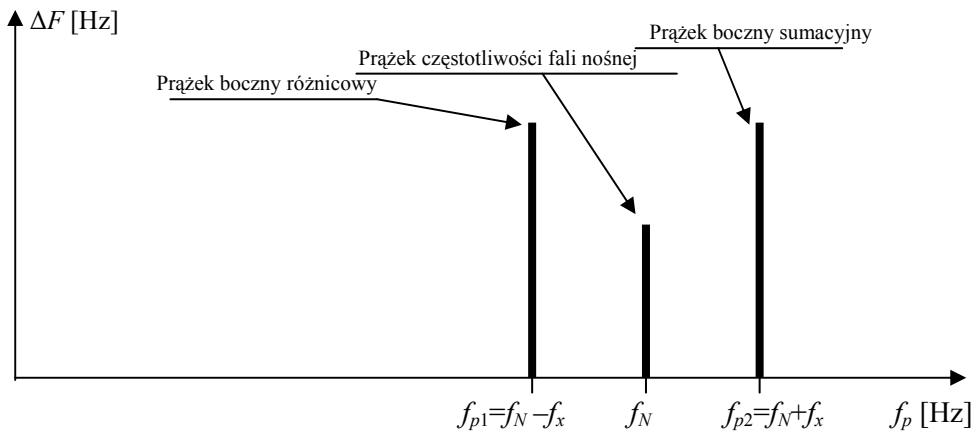
W wielu przypadkach niektóre podzespoły modulują prędkość obrotową wału głównego nie jako pojedynczą harmoniczną, lecz jako pasmo częstotliwości, np. dla poprawnie działającego łożyska tocznego pasmo modulacji można wyrazić wzorem:

$$\Delta f_p = p_s \cdot N \cdot n_N / 60 \quad (5.2)$$

gdzie: N – liczba elementów toczyńnych łożyska,
 p_s – współczynnik toczenia¹.

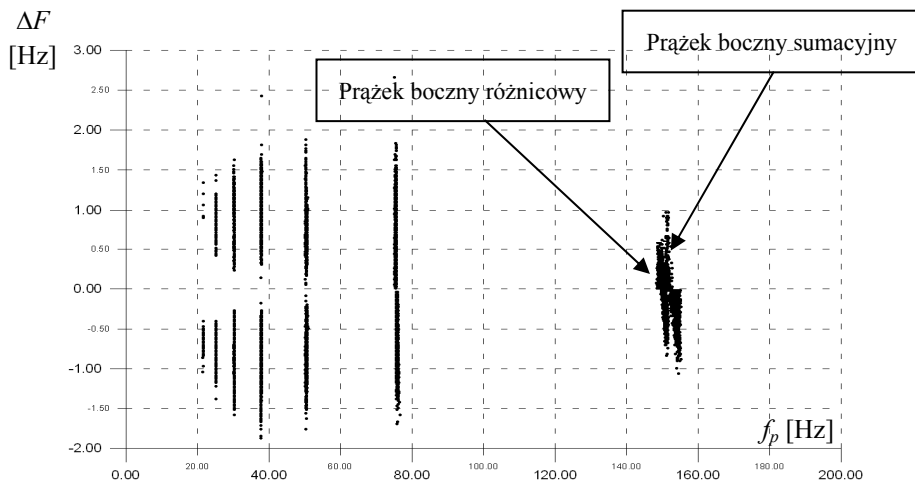
Wówczas to w miejsce prążków różnicowych i prążków sumacyjnych powstają wstęgi dolne (różnicowe) i wstęgi górne (sumacyjne) (rys. 103). Zgodnie z teorią i praktyką przemiany częstotliwości, jeżeli „częstotliwość heterodyny” (f_N) jest większa niż częstotliwość sygnału poddawanego przemianie, to sygnał różnicowy ulega „lustrzanemu odbiciu” [70] (rys. 104). W przypadku metody FDM-A częstotliwość znamionowa pulsacji żłobkowych jest zazwyczaj co najmniej parę razy większa od częstotliwości obserwowanych drgań mechanicznych. W związku z tym zachodzi warunek wystarczający do powstania zjawiska „lustrzanego odbicia” (rys. 105).

Przy okazji nasuwa się refleksja, że jeżeli na obrazowaniu $\Delta F = f(f_p)$ nie pojawią się „lustrzane odbicia” zbiorów charakterystycznych, to częstotliwość znamionowa (nośna) danej prądnicy ma niższą częstotliwość niż częstotliwości harmoniczne drgań prędkości kątowej występujące w diagnozowanym zespole napędowym.

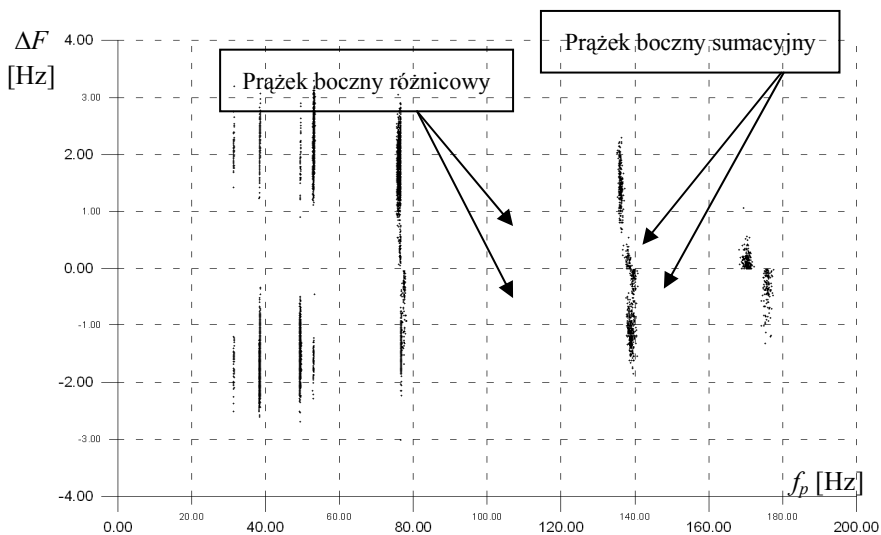


Rys. 100. Widmo częstotliwości sygnału lotniczego zespołu napędowego (silnika turboodrzutowego) obserwowanego metodą FAM-C dla wady pary kinematycznej tworzącej prążki bocznej prędkości wału głównego – rysunek poglądowy

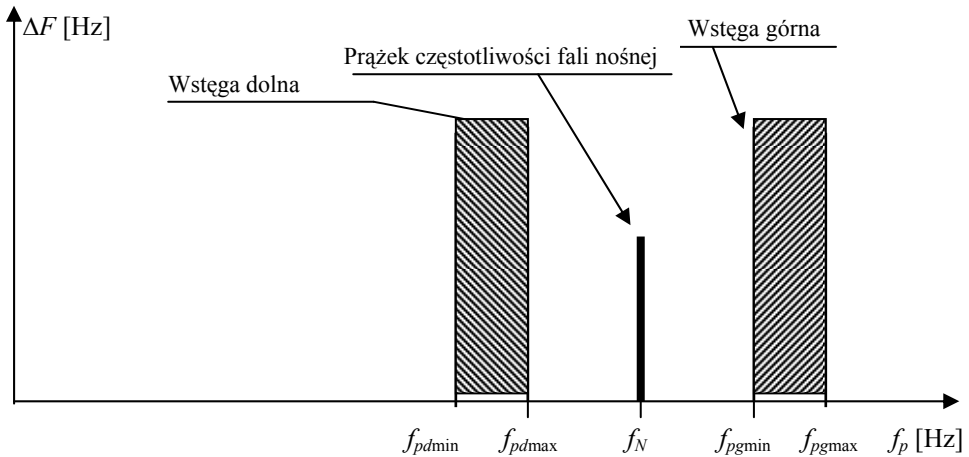
¹ Dla poprawnie działającego łożyska wartość $p_s = p_{sN}$, którego wartość zawiera się, w zależności od wymiarów elementów łożyska, w zakresie $0,35 \div 0,7$.



Rys. 101. Widmo częstotliwości sygnału lotniczego zespołu napędowego (silnika turboodrzutowego) obserwowanego metodą FAM-C dla wady pary kinematycznej tworzącej prążki bocznej prędkości wału głównego o małej wartości rozchylenia – rzeczywiste zbiory charakterystyczne otrzymane z prądnicy trójfazowej prądu przemiennego



Rys. 102. Widmo częstotliwości sygnału lotniczego zespołu napędowego (silnika turboodrzutowego) obserwowanego metodą FAM-C dla wady pary kinematycznej tworzącej prążki bocznej prędkości wału głównego o znacznej wartości rozchylenia – rzeczywiste zbiory charakterystyczne otrzymane z prądnicy trójfazowej prądu przemiennego

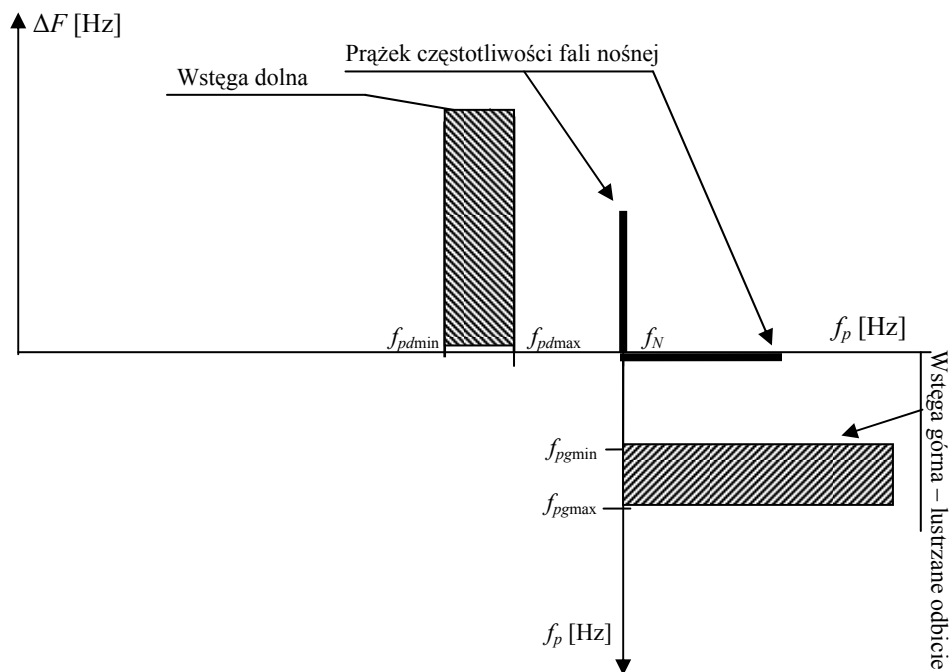


Rys. 103. Widmo częstotliwości sygnału lotniczego zespołu napędowego (silnika turboodrzutowego) obserwowanego metodą FAM-C dla wady pary kinematycznej tworzącej prążki bocznej prędkości wału głównego bez zjawiska „lustrzanego odbicia” – rysunek poglądowy

Prądnice prądu przemiennego (metoda FAM-C) mają zbyt mało par biegunów (przeważnie od 1 do 8), aby generowana przez nie częstotliwość nośna f_N („częstotliwość heterodyny”) przewyższyła częstotliwość sygnału diagnostycznego emitowanego z obserwowanych zespołów napędowych. W związku z tym nie spotkano dotychczas w praktyce dla tych prądnic zjawiska „lustrzanego odbicia”. Zupełnie inne relacje występują natomiast dla prądnic prądu stałego. W tych prądnicach „częstotliwość heterodyny” (f_N) jest generowana przez pulsację żłobkową. Ponieważ liczba żłobków dla tego rodzaju prądnic wynosi dla poszczególnych typów od 25 do 140, zaś znamionowe prędkości obrotowe wału głównego osiągają kilkanaście, a nawet kilkadziesiąt obrotów na minutę, więc jak wynika z danych zawartych w tabelicy 5.1, poziom częstotliwości f_N może w wielu przypadkach przewyższyć częstotliwość obserwowanych procesów mechanicznych, tworząc tym samym relacje sprzyjające powstawaniu zjawiska „lustrzanego odbicia” (rys. 100÷102). W praktyce diagnostycznej FDM-A zaobserwowano, że zmiana fazy zobrazowania o 90° odbywa się zwykle dla częstotliwości mniejszej niż f_N , a jednak znacznie wyższej niż wynika to z twierdzenia Kotelnikowa-Shannona. Wy tłumaczeniem jest naturalny synchronizm fazy sygnału napięciowego generowanego przez prądnicę lotniczą ze źródłami modulacji mechanicznej. Przy takiej „synchronizacji” może być obserwowany sygnał o częstotliwości fali nośnej kompleksowego sygnału diagnostycznego (wahań mechanicznych) generowany z poszczególnych par kinematycznych zespołu napędowego (w postaci zmodulowanej prędkości obrotowej podawanej na wejście wałka prądnicy) o gór-

nej częstotliwości niewiele mniejszej (praktycznie równej) od częstotliwości znamionowej danej prądnicy pokładowej, jeżeli tylko dolna częstotliwość pasma wahań mechanicznych f_{md} rozpocznie się w częstotliwości objętej warunkiem rozróżnialności sygnału sformułowanej przez Kotelnikowa-Shannona:

$$2f_{md} < f_N \quad (5.3)$$



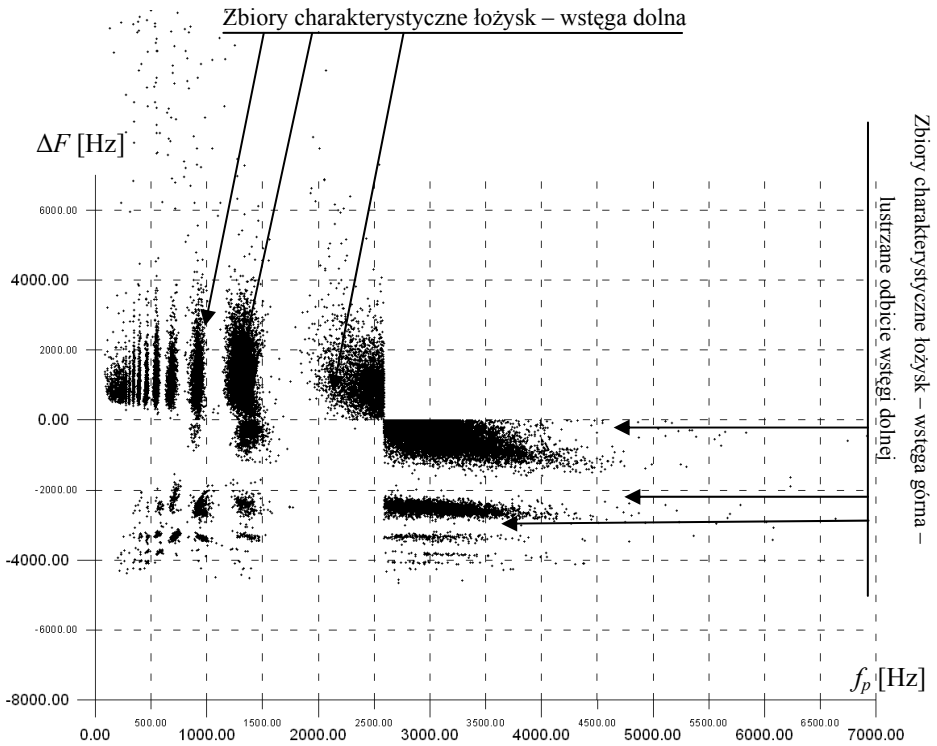
Rys. 104. Widmo częstotliwości sygnału lotniczego zespołu napędowego (silnika turboodrzutowego) obserwowanego metodą FAM-C dla wady pary kinematycznej tworzącej „prążki boczne” prędkości wału głównego ze zjawiskiem „lustrzane odbicie” – rysunek poglądowy

Tak uwarunkowane pasmo jest obserwowane w całości aż do wartości częstotliwości f_N . W praktyce diagnostycznej autora dotychczas obserwowane górne granice pasm były niższe od częstotliwości f_N ($f_{mg} < f_N$). Zaobserwowano, że dla $f_p = f_{pdmax}$ rozpoczyna się zmiana fazy zobrażenia o 90° (rys. 101 i 102).

Tablica 5.1

Przykładowe relacje pomiędzy danymi konstrukcyjnymi prądnicy lotniczych prądu stałego a ich „częstotliwością heterodyny” dla poszczególnych prędkości wału głównego zespołu napędowego

Lp.	Prędkość znamionowa wału głównego n_N [obr/min]	Częstotliwość znamionowa wału głównego n_N [Hz]	„Częstotliwość heterodyny” prądnicy f_N [Hz]	Liczba żłóbków wirmika Z
1	6000	100	2500	25
2	12 000	200	5000	25
3	18 000	300	7500	25
4	6000	100	5000	50
5	12 000	200	10 000	50



Rys. 105. Widmo częstotliwości sygnału lotniczego zespołu napędowego (silnika turboodrzutowego) obserwowanego metodą FAM-C dla wady pary kinematycznej tworzącej „prążki boczne” prędkości wału głównego ze zjawiskiem „lustrzanego odbicia” – rzeczywiste zbiory charakterystyczne otrzymane z prądnicy trójfazowej prądu stałego

5.2. Modulacja kwadraturowa

W cyfrowej transmisji sygnału od 1960 r. stosuje się tzw. kwadraturową modulację amplitudy QAM (*Quadrature Amplitude Modulation*) [70]. W istocie modulacja kwadraturowa jest modulacją amplitudy bez fali nośnej w dwóch niezależnych kanałach. Wykorzystana jest tu właściwość trygonometryczna, iż sygnały sinusoidalny i cosinusoidalny są sygnałami ortogonalnymi. Tak więc jeżeli faza dwóch różnych sygnałów o tej samej wartości częstotliwości nośnej będzie przesunięta o 90° , to przy zastosowaniu tzw. demodulacji koherentnej (synchronicznej) możliwa będzie niezależna transmisja i detekcja dwóch różnych sygnałów o tej samej częstotliwości nośnej. Jeżeli zastosuje się dla każdej prądniczy podwójny układ pomiarowy ze wstępnym przesunięciem fazowym napięcia wyjściowego pomiędzy wejściami zdublowanych układów pomiarowych o 90° , będzie można metodami FDM-A i FAM-C obserwować sygnały mechaniczne od dwóch różnych rezonatorów lub modulatorów mechanicznych o jednakowej częstotliwości własnej. 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 wysokości i granic zajmowanych pasm było niekiedy bardzo kłopotliwe, a czasami wręcz niemożliwe, zwłaszcza dla rezonatorów lub modulatorów o dynamicznie zmieniających się w czasie trwania testu granicach zajmowanego pasma lub wartości amplitudy. Autor uważa, że po zastosowaniu demodulacji koherentnej będzie możliwe rozdzielanie takich zbiorów charakterystycznych źródeł drgań mechanicznych. W tym celu należałoby zastosować dwa bliźniacze układy pomiarowe w torze pomiaru sygnału prądniczy prądu stałego. Na wejście obu tych układów podawany byłby sygnał napięcia wyjściowego prądniczy-obszernatora w przeciwnym kierunku.

5.3. Dudnienia

Zarówno w dziedzinie analizy sygnałów, jak w mechanice czy elektrotechnice znane są pojęcia tzw. dudnień [63, 128]. Tworzą się one przez dodanie geometryczne dwóch sygnałów sinusoidalnych różniących się od siebie tylko niewielką wartością częstotliwości. Jeżeli więc sygnały pierwotne „ $a_1(t)$ ” oraz „ $a_2(t)$ ” opisane wzorami:

$$a_1(t) = A_1 \sin \omega_1 t \quad (5.4)$$

$$a_2(t) = A_1 \sin \omega_2 t \quad (5.5)$$

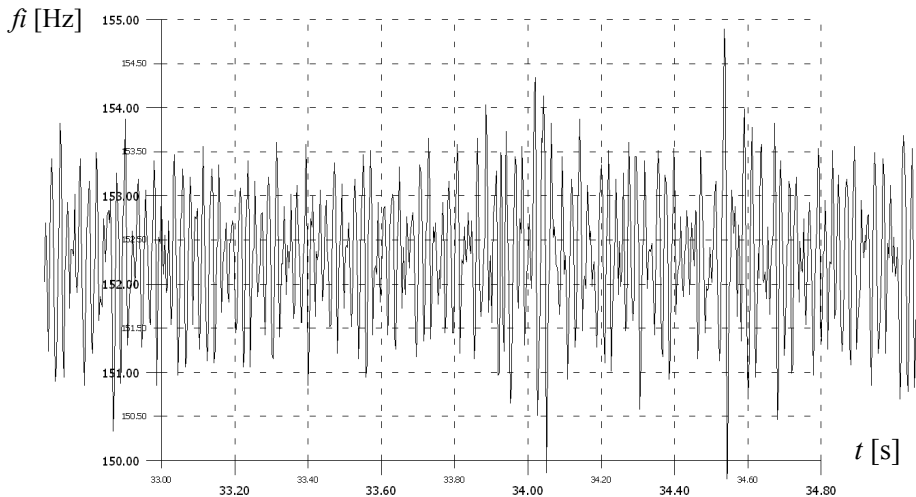
ulegają zsumowaniu geometrycznemu i jeżeli $\omega_1 \neq \omega_2$, oraz $\omega_1 \approx \omega_2$, to sygnał wypadkowy a_3 może być opisany wzorem:

$$a_3 = (A_1 + A_2) \cos\{(\omega_1 - \omega_2)/2\} \sin\{(\omega_1 + \omega_2)/2\} \quad (5.6)$$

W praktyce zawodowej autora dudnienia zaobserwowano w dwóch przypadkach:

- a) dla zespołów dwusilnikowych – ich amplituda jest miarą rozsynchronizowania ich prędkości obrotowych,
- b) dla zespołów jednosilnikowych, przy istnieniu luzów podłużnych oraz luzów obwodowych – w praktyce diagnostycznej są miarą sił dynamicznych związanych z dynamicznymi uderzeniami o elementy stanowiące opory wzdlużne (rys. 106).

W przypadku b wał turbiny i wał sprężarki obracają się ze zbliżoną prędkością różniącą się nieznacznie w zależności od wielkości wyluzowań. Śledzenie względnych przemieszczeń wałów jest niemożliwe z uwagi na to, że obie prądnice pokładowe (prądnica prądu stałego oraz prądnica prądu przemiennego) są mechanicznie przyłączone do wału sprężarki. Jednakże z uwagi na wykorzystywanie zjawiska dudnień możliwe jest śledzenie wielkości rozbieżności obu prędkości i monitorowanie ich dynamiki. Umożliwia to wcześniejsze odsunięcie od lotów silników o zbyt dużych luzach w zespole wirnikowym.



Rys. 106. Przebiegi zmian częstotliwości chwilowej w funkcji czasu (zobrazowania $f_i = f(t)$) otrzymane z toru prądnicy prądu przemiennego zamontowanego na silniku turbodrutowym o zwiększonych luzach podłużnych i obwodowych w zespole wirnikowym

5.4. Podobieństwa pomiędzy przesyłem fal radiowych a przesyłaniem informacji diagnostycznej w metodach FAM-C i FDM-A

W rozdziale przedstawiono powiązania pewnych zjawisk mechanicznych zachodzących w zespołach napędowych statków powietrznych a obserwowanych metodami FAM-C i FDM-A z teorią analizy sygnałów. Pomimo że metody FAM-C i FDM-A są metodami diagnostycznymi bazującymi na analizie sygnałów wyjściowych prądnic lotniczych, to w ich zobrazowaniach można dostrzec wiele analogii do zjawisk znanych dotychczas z literatury i praktyki radiotechniki. Idąc dalej, autor uważa, że szereg rozwiązań z teorii odbioru i detekcji sygnałów radiowych może być zaadaptowanych do praktyki obróbki sygnałów diagnostycznych w metodach FAM-C i FDM-A z teorią analizy sygnałów.

Rozdział 6

PODSUMOWANIE

W monografii przedstawiono założenia, istotę i możliwe aplikacje metody diagnostycznej opartej na analizie parametrów modulacji częstotliwości napięcia wyjściowego prądnicy pokładowej w diagnozowaniu zespołów napędowych. Z uwagi na znaczne różnice we właściwościach rozróżnia się dwie podmetody:

- FAM-C dla prądnic prądu przemiennego,
- FDM-A dla prądnic prądu stałego.

Prądnice różnią się pomiędzy sobą konstrukcją. Dla poszczególnych typów zespołów napędowych różne są też wartości przełożeń mechanicznych pomiędzy wirnikiem prądnicy-observatora a diagnozowanymi zespołami napędowymi. Dlatego też dla różnych typów prądnic, zamontowanych na różnych typach zespołów napędowych, istnieją różne możliwości obserwacji poszczególnych par kinematycznych badanego zespołu napędowego. W praktyce eksploatacyjnej prądnice prądu stałego mają „okna obserwacji”, czyli pasma obserwowanych wahań mechanicznych, kilkakrotnie wyższe niż prądnice prądu przemiennego. W praktyce z prądnic prądu przemiennego otrzymuje się informacje o wolnozmennych procesach mechanicznych, takich jak:

- zerwanie sprzęgła jednokierunkowego,
- przekoszenie wału lub wirnika,
- równoległe przesunięcie osi symetrii wału lub mimośrodowość zazębnienia sprzęgła,
- niewyważenie zespołu wirnikowego,
- oddziaływanie uderzeń kawitacyjnych w instalacjach hydraulicznych lub paliwowych sprzężonych z zespołem napędowym,
- wielkość przekoszenia czopów sprzężarki silnika turbinowego lub innego podzespołu wirnikowego.

Z komutatorowych prądnic prądu stałego z kolei wolnozmiennie procesy są zazwyczaj niewidoczne, gdyż „okna widzialności” dla tych prądnic są przeważnie przesunięte w kierunku znacznie wyższych częstotliwości niż prądnic prądu przemiennego. Z prądnic prądu stałego otrzymuje się informacje o szybkozmiennych procesach mechanicznych:

- luzach międzyzębnych przekładni zębatych,
- relacjach obtaczania się elementów tocznych w łożyskach tocznych,
- oporach łącznych (tarcie ślizgowe, tarcie toczne, opory brodzenia) łożysk oraz mikrodrganiach związanych z różnymi formami zużywania tarcowego.

W celu wprowadzenia czytelnika do problematyki relacji pomiędzy wadami par kinematycznych a parametrami modulacji napięcia wyjściowego prądnicy pokładowej omówiono te relacje na maszynach prostych charakteryzujących się:

- mimośrodowością przesunięcia wałów,
- przekoszeniem wałów,
- złożeniem przekoszenia i mimośrodowości.

Stwierdzono, że metody FAM-C i FDM-A odznaczają się znaczną precyzją. Potwierdzono ściśle związki pomiędzy zjawiskami mechanicznymi a elektrycznymi. Omówiono kilka aplikacji metod FAM-C i FDM-A odnoszących się do:

- diagnozowania siłowni okrętowych promów morskich,
- diagnozowania lotniczych przetwornic elektromaszynowych,
- badania naziemnych urządzeń zasilania lotniskowego LUZES II oraz LUZES III,
- diagnozowania sprzęgieł jednokierunkowych oraz stabilizatora hydraulicznego dwusilnikowego samolotu myśliwskiego,
- diagnozowania podpór łożyskowych silnika turboodrzutowego samolotu szkolnego.

Aplikacje te dowodzą uniwersalności metod FAM-C i FDM-A. Ukazują także podatność montażową – aparaturę do pomiaru diagnostycznego (przystawka elektroniczna, komputer pomiarowy z kartą licznikową) podłącza się do dowolnego dostępnego miejsca instalacji elektrycznej danego obiektu, np. do gniazda odbioru energii elektrycznej. Dane diagnostyczne są pozyskiwane w ciągu kilku minut bez konieczności montowania jakiegokolwiek czujnika – jego funkcję pełni przecież etatowa prądnica pokładowa. W przypadku dwusilnikowego samolotu myśliwskiego wykonano także testy diagnostyczne wspomagane przez komputerowy system analizy i archiwizowania danych SD-KSA. Udowodniono w ten sposób, że pomiary i analiza diagnostyczna prowadzona przy pomocy metody FDM-A jest łatwa do automatyzacji.

W ostatnich czterech latach grupa kierowana przez autora brała udział w monitorowaniu i diagnozowaniu podpór łożyskowych silnika turboodrzutowego samolotu szkolnego. Stąd też znaczną część opracowania poświęcono problemom z tym związanym. W pracy przedstawiono poglądy autora na zjawiska związane z eksploatacją silników turbinowych, trójpodporowych, w których łożyska ulegają zużyciom różnego typu. Na podstawie zawartych w niniejszym opracowaniu danych z monitoringu podpór łożyskowych badanych silników turboodrzutowych można już dziś stworzyć pojęcie czterech typów kompleksów zużyciowych:

- 1) kompleks zwiększonych oporów biernych podpór łożyskowych (kompleks „korozyjno-zamuleniowy” łożysk),
- 2) kompleks zaciśniętych elementów tocznych pomiędzy bieżniami,
- 3) kompleks rezonansu promieniowego łożyska środkowego,
- 4) kompleks sił dynamicznych powodujących ruchy podłużne zespołu wirnikowego silnika.

Pierwszy z nich jest, według autora, najbardziej dopracowany zarówno pod kątem eksperymentalnym, jak i pod kątem teoretycznym. W pracy opisano eksperyment na dwóch silnikach turbinowych o znacznym stopniu skorodowania łożysk tocznych o dwóch poziomach luzów promieniowych. Do monitorowania zastosowano metodę diagnostyczną FDM-A opartą na analizie parametrów modulacji częstotliwości napięcia wyjściowego. W przypadku silnika o większym poziomie luzów promieniowych w ciągu kilku godzin pracy z intensywnie sztucznie podtrzymywanym wysokim poziomem opiłków nastąpiło uszkodzenie cieplne węzła łożyskowego – uplastycznienie czopa łożyska środkowej podpory. Podobnie jak opisano w literaturze specjalistycznej dla procesów patologicznych [75], po wsypaniu opiłków najpierw obserwowano spadek wartości siły tarcia. Następnie w trakcie dalszego podawania opiłków wystąpił intensywny wzrost łącznych oporów łożyska aż do osiągnięcia znacznych wysokości zbiorów charakterystycznych w torze prądnicy prądu stałego (łożysko przednie ok. 2160 Hz, łożyska środkowe i tylne ok. 1800 Hz), kiedy to nastąpiło uplastycznienie czopa łożyska środkowego. Porównanie dwóch silników wykazało, że silnik o mniejszych luzach promieniowych był bardziej odporny na procesy związane z podawaniem opiłków w kanale olejowym niż silnik o większych luzach promieniowych.

Drugi z zaproponowanych kompleksów zużyciowych nie ma tak precyzyjnie dopracowanych doświadczalnie wartości granicznych klas stanów. Przeprowadzono natomiast dosyć szczegółową analizę zniszczonego w czasie eksploatacji łożyska oraz analizę przebiegu monitoringu przeprowadzonego na silniku w czasie jego eksploatacji. Autor wysnuł m.in. hipotezę, że łożyska o zaciśniętych elementach tocznych pomiędzy bieżniami mają różną formę zniszczeń powierzchniowych w zależności od zróżnicowania średnic elementów tocznych –

opisano cztery klasy zużycia. Jednocześnie określono zależności pomiędzy wartościami parametrów uzyskanymi metodą FDM-A a danymi z pomiarów mechanicznych – po demontażu silnika. Stwierdzono również, że po chromowaniu czoła następuje zwiększenie zacisku łożyska i omawiane parametry na kilka godzin zbliżają się do poziomu granicznie dopuszczalnego, określonego przez autora. Jeszcze ciekawszych dowodów dostarczyły wnioski z monitorowania metodami FDM-A i FAM-C silnika tuż po zakończeniu procesu remontowego. Podczas próby odbiorczej po remoncie, metodą FAM-C stwierdzono „bardzo niski” poziom luzów promieniowych węzłów łożyskowych, który jednak po kilku godzinach pracy silnika zaczął się szybko powiększać. Jednocześnie podczas próby odbiorczej stwierdzono, za pomocą metody FDM-A, bardzo niski poziom oddziaływania sił hydrodynamicznych na elementy toczne łożyska – współczynnik toczenia przy zwiększaniu prędkości obrotowej silnika nie zmniejszał się jak w przypadku innych silników. Jednocześnie zaobserwowano niestabilność współczynnika toczenia dla każdej z ustawianych prędkości obrotowych wału głównego silnika.

Trzeci z zaproponowanych typów kompleksów zużyciowych dotyczy rezonansu promieniowego łożyska środkowego. Ten typ zużycia jest dosyć łatwy do zauważenia podczas diagnozowania silników turboodrzutowych metodą FDM-A. Objawia się w postaci rozseparowania i podzielenia w pionie i w poziomie zbiorów charakterystycznych poszczególnych łożysk. Jednocześnie wartość dobroci tych zbiorów zwiększa się powyżej $Q = 10$. Skuteczność tych kryteriów została potwierdzona na paru silnikach. W skrajnych przypadkach luzy promieniowe w łożyskach mogą być tak duże, że mogą spowodować przycieranie końcówek łopatek turbiny lub sprężarki o korpus silnika i z pewnością będą wówczas wykryte przez obsługę naziemną i wycofane z eksploatacji. Jednakże długotrwałe stany rezonansowe, zdaniem autora, mogą doprowadzić do katastrofy, jeżeli oddziaływanie rezonujących elementów tocznych doprowadzi do pęknięcia lub połamania koszyka.

Ostatni kompleks zużyciowy objawia się zwiększonymi podcięciami w zboczach quasi-sinusoidalnych przebiegów otrzymywanych z prądnicy prądu przemiennego (metoda FAM-C).

Podsumowując – metody FAM-C i FDM-A umożliwiają znacznie precyzyjniejsze śledzenie zużycia podpór łożyskowych niż wiele innych metod diagnostycznych. Możliwe jest śledzenie takich parametrów, jak:

- wielkość luzów promieniowych,
- kształt charakterystyki toczenia w funkcji prędkości obrotowej,
- wielkość kąta przekoszenia obu części wałów,
- wartość względna pulsacji całkowitej świadcząca o wielkości powiększenia (w wyniku tarcia) okien separatorów,

- głębokość modulacji amplitudy przebiegu częstotliwości chwilowej AC w funkcji czasu,
- wielkość dobroci Q poszczególnych węzłów łożyskowych oraz zespół innych wymiernych symptomów decydujących o stopniu zagrożenia rezonansowego.

Wszystkie te parametry zostały ujęte w postaci wymiernych wartości. Dla każdego z nich określono kryteria diagnostyczne. Podjęto również próbę wytłumaczenia związków przyczynowo-skutkowych wielu zjawisk związanych z eksploatacją silników turbodrzutowych z łożyskami o zwiększonych luzach promieniowych, takich jak:

- a) zużywanie się przegubów wielowypustowych łączących wał turbiny z wałem sprężarki,
- b) stożkowe (baryłkowate) oszlifowanie wałków tocznych łożyska środkowego,
- c) wpływ zjawiska żyroskopowego na intensyfikację procesu szlifowania wałków tocznych,
- d) opadnięcie koszyka łożyska i jego znaczenia dla zapoczątkowania zjawisk sprzyjających powstaniu rezonansu wewnętrznego łożyska,
- e) rezonans wewnętrzny łożyska tocznego.

Wymienione zjawiska skutecznie i z dużą rozdzielczością można monitorować metodą FDM-A.

Wykonano w ramach projektu badawczego nr N N509 360234.

BIBLIOGRAFIA

1. Abramov B.I.: *Koliewania priamozubnych zubczatych kolies*. Charków 1968.
2. Antonowicz J.: *Automatyka*. WNT, Warszawa 1973.
3. Balicki W., Szczeciński S.: *Diagnostyka lotnicza silników turbinowych w USA*. „Wojskowy Przegląd Techniczny i Logistyczny” 1996, nr 5.
4. Banasiuk H.: *Rozkład odchyłek wykonawczych i jego wpływ na trwałość uzębienia w kołach walcowych o zębach prostych*, rozprawa doktorska. Łódź 1965.
5. Barczewski R.: *Poliharmoniczna filtracja rekreacyjna – diagnostycznie zorientowana metoda analizy sygnału*, materiały X Szkoły Diagnostyki. Poznań–Zajęczkowo 1992.
6. Bendat J.S., Piersol A.G.: *Engineering applications of correlation and spectral analysis*. New York–Toronto 1980.
7. Bernhard M. i in.: *Mały poradnik mechanika. Tom II. Podstawy maszyn. Maszynoznawstwo*. WNT, Warszawa 1994.
8. Barwell F.T.: *Łożyskowanie*. WNT, Warszawa 1984.
9. Będkowski L., Rozwadowski T.: *Optymalizacja kontroli stanu wieloparametrowych obiektów złożonych metodą programowania dynamicznego*. „Biuletyn WAT” nr 1(161), Warszawa 1966.
10. Będkowski L.: *Elementy diagnostyki technicznej*. Wydawnictwo WAT, Warszawa 1991.
11. Białkowski G.: *Mechanika klasyczna. Mechanika punktu materialnego i bryły sztywnej*. PWN, Warszawa 1973.
12. Biarda D., Falkowski P., Gębura A., Kowalczyk A.: *Sposób diagnozowania technicznego elementów sprzęgających silnik, a zwłaszcza lotniczy silnik spalinowy, z prądnicą prądu przemiennego*. Opis patentowy PL 175664B1, zgłoszenie 08.07.1996, udzielenie patentu 29.01.1999.
13. Biarda D., Falkowski P., Gębura A., Kowalczyk A.: *Sposób diagnozowania technicznego elementów sprzęgających silnik, a zwłaszcza lotniczy silnik spalinowy, z prądnicą prądu stałego*. Opis patentowy PL 175674B1, zgłoszenie 08.07.1996, udzielenie patentu 29.01.1999.
14. Biarda D., Falkowski P., Gębura A., Kowalczyk A.: *Sposób diagnozowania technicznego elementów sprzęgających silnik, a zwłaszcza lotniczy silnik spalinowy, z prądnicą prądu stałego*. Opis patentowy PL 175645B1, zgłoszenie 08.07.1996, udzielenie patentu 29.01.1999.

15. Biarda D., Falkowski P., Gębura A., Kowalczyk A.: *Sposób diagnozowania technicznego elementów sprzęgających silnik, a zwłaszcza lotniczy silnik spalinowy, z prądnicą prądu przemiennego*. Opis patentowy PL 182554 B1, zgłoszenie 19.05.1997, udzielenie patentu 02.04.2002.
16. Biarda D., Falkowski P., Gębura A., Kowalczyk A.: *Sposób diagnozowania technicznego elementów sprzęgających silnik, a zwłaszcza lotniczy silnik spalinowy, z prądnicą prądu stałego*. Opis patentowy PL 175645B1, zgłoszenie 08.07.1996, udzielenie patentu 29.01.1999.
17. Biarda D., Falkowski P., Gębura A., Kowalczyk A.: *Sposób diagnozowania technicznego elementów sprzęgających silnik, a zwłaszcza lotniczy silnik spalinowy, z prądnicą prądu przemiennego*. Opis patentowy PL 182554 B1, zgłoszenie 19.05.1997, udzielenie patentu 02.04.2002.
18. Bilinkis I.: *Digital Alias-free Signal Processing*. John Wiley & Sons, Chichester 2007.
19. Björck A., Dahlquist G.: *Metody numeryczne*. PWN, Warszawa 1987.
20. Borgoń J., Stukonis M., Szymczak J.: *Czy uszkodzenia połączeń wielowypustowych w silnikach lotniczych mogą spowodować wypadki lotnicze*. „Informator ITWL” 1993, „Techniczne problemy eksploatacji i niezawodności wojskowych statków powietrznych”, Kiekrz 1993.
21. Cempel C.: *Diagnostyka wibroakustyczna maszyn*. PWN, Warszawa 1989.
22. Cempel C.: *Podstawy wibroakustycznej diagnostyki maszyn*. WNT, Warszawa 1982.
23. Chaimzov M.E., Kryłow K.A., Korabiev A.I.: *Nadieżność awiacyjnych raziemnych soiedinienij*. „Transport”, Moskwa.
24. Chaimzov M.E., Korabiev A.I.: *Rabotosposobnost awiacyjnych zubcnych soiedinienii*. „Transport”, Moskwa 1983.
25. Cheda W., Michalski M.: *Silniki*. WKiL, Warszawa 1984.
26. Dąbrowski T.: *Diagnozowanie stanu wybranej klasy obiektów technicznych w warunkach losowych zakłóceń*, praca doktorska. WAT, Warszawa 1977.
27. Dąbrowski T.: *Planowanie badania diagnostycznego w oparciu o chwilowe wartości cech sygnału diagnostycznego*. „Biuletyn WAT” nr 7(275) Warszawa 1977.
28. Dietrich M.: *Podstawy konstrukcji maszyn*. T2, WNT, Warszawa 1999.
29. Dziama A., Michniewicz M., Niedźwiedzki A.: *Przekładnie zębate*. PWN, Warszawa 1978.
30. Fagot J., Magne P.: *Teoria modulacji częstotliwości*. WKŁ, Warszawa 1965.
31. Fichtenholz G.M.: *Rachunek różniczkowy i całkowy*, PWN, Warszawa 1975.
32. Furmanek S., Kraszewski Z., *Niezawodność łożysk tocznych*. Wydawnictwa Przemysłowe WEMA, Warszawa 1989.
33. Gajo Z., Kocimowski B., Kulpa K., Nałęcz M., Urbaś A.: *Sygnały i systemy. Ćwiczenia laboratoryjne*, red. J. Wojciechowski. Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa 2000.
34. 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-KS- C podczas eksploatacji samolotu MiG-29*. Wyd. DWLiOP/ITWL, Warszawa 1995.

35. Gębura A.: *Cechy diagnostyczne składowej pulsacji prądnicy prądu stałego*. „Prace Naukowe Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych” 2003, z. 16.
36. Gębura A.: *Diagnostic of aircraft power transmission track based on the analysis of generator's frequency*. “Journal of Technical Physics”, No. 1/2002.
37. Gębura A.: *Metody eksploatacji skrzynek napędów agregatów płatowca samolotu MiG-29 według stanu technicznego*, niepublikowane.
38. Gębura A.: *Przekoszenia połączeń wielowypustowych a modulacja częstotliwości prądnicy*. „Zagadnienia Eksploatacji Maszyn”, z. 4/99(120).
39. 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.
40. 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.
41. 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.
42. 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.
43. Gębura A., Biarda D., Kowalczyk A.: *Badanie przyczyny niesprawności układu napędowego prądnicy prądu przemiennego samolotu MiG-29 (elektryczne metody pomiaru stanu technicznego układu napędowego)*. „Informator ITWL” nr 317/94.
44. Gębura A., Biarda D.: *Sprawozdanie z badań przyczyn urywania się wałków napędu prądnicy GP-21-3PS na samolocie MiG-29 nr 50903014615*, niepublikowane, listopad 1993.
45. 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.
46. 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.
47. Gębura A., Falkowski P., Kowalczyk A., Lindstedt P.: *Diagnozowanie skrzyń napędowych*. „Zagadnienia Eksploatacji Maszyn”, z. 4/97(120).
48. 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.

49. 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 1997r. Tom 2.
50. Gębura A., Falkowski P., Kowalczyk A.: *Zastosowanie metody FAM-C do diagnozowania układów napędowych statków powietrznych*, „Przegląd Wojsk Lotniczych i Obrony Powietrznej”, wrzesień 1997.
51. 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”*, niepublikowane, Warszawa 1995.
52. Gębura A., Kowalczyk A., Pisarska K.: *Protokół z badań konstruktorskich modelu pracującego urzędnia diagnostycznego DIA-KSA*, niepublikowane, czerwiec 1994.
53. Gębura A., Pisarska K.: *Program badań konstruktorskich modelu pracującego urzędnia diagnostycznego DIA-KSA*, niepublikowane, maj 1994.
54. Gębura A., *Possibilities of FAM-C method in diagnosing ship power plants*. “Polish Maritime Reseach” 2003, No. 2 (36), Vol. 10.
55. 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”*, niepublikowane. Warszawa, listopad 1996.
56. 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”*, niepublikowane, Warszawa, czerwiec 1997.
57. Gębura A.: *Pulsacje napięcia wyjściowego prądnicy pokładowej prądu stałego źródłem informacji diagnostycznej o stanie układu napędowego*. „Zagadnienia Eksploatacji Maszyn” 2003, z. 1 (133).
58. 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.
59. Gębura A., Tokarski T.: *Badanie trwałości lotniczych urządzeń elektroenergetycznych. Badanie przetwornic lotniczych*, sprawozdanie ITWL – niepublikowane. Warszawa 2000.
60. 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.
61. 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, z. 23.

62. Gębura A., Tokarski T.: *Zastosowanie metody FDM-A do oceny poślizgu łożysk tocznych i niewspółosiowości podpór łożyskowych*. „Prace Naukowe Instytutu Technicznego Wojsk Lotniczych” 2007, z. 22.
63. 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.
64. Gozdecki A.: *Próba uzależnienia dokładności wykonania kół zęba-tych kontrolnych od chwilowych zmian promieni tocznych spowodowanych wybranymi błędami użebienia kół badanych*, praca doktorska. Politechnika Poznańska, Wydział Budowy Maszyn. Poznań 1982.
65. Gozdecki A.: *Wpływ szybkości obtaczania przy sprawdzaniu kół walcowych na dokładność pomiaru współpracy obu stronnej*. Uczelniana Lekcja Naukowa Młodych Pracowników. Poznań 1980.
66. Hebda M., Janecki J.: *Tarcie, smarowanie i zużycie części maszyn*. WNT Warszawa 1972.
67. Herley C., Kovacević., Ranchan K.: *Arbitrary orfhogonal tilings of the time frequency plane*. Proceeding of the IEEE-SP. International Symposiumon. Victoria BC. Canada. October 4–6, 1992.
68. Hibner C.: *Statystyczne badania dokładności kół zębataych*, praca doktorska. Politechnika Warszawska 1976.
69. *Informacionno-izmienitelnaia sistema kontrolia sistemi aviacionnych i obszczemaszino-stroiennych reduktorov, privodov i korbok pieriedacz*. Centralnyj Institut Aviacionnoo Motopostroienia imieni P.I. Baranova, Moskva 1990.
70. Izydorzyc J., Płonka G., Tyma G.: *Teoria sygnałów*. Wydawnictwo Helion 1999.
71. Kaczorek T.: *Macierze w automatyce i elektrotechnice*. WNT, Warszawa 1984.
72. Kałek S.: *Smarowanie przekładni zębataych*. Krajowa konferencja szkoleniowa w zakresie eksploatacji maszyn i urządzeń, POLTRIB'85.
73. Katner R., Enochson L.: *Analiza numeryczna szeregów czasowych*. WNT, Warszawa 1978.
74. Klimaszewski S.: *Analiza awarii urywania się wałków agregatu GP-21 na samolocie MiG-29*, praca zbiorowa, niepublikowane. Warszawa 1994.
75. Kostecki B.I.: *Trienie, iznos i smazka w masinach*. „Technika”, Kiev 1970.
76. Krysicki W., Włodarski L.: *Analiza matematyczna w zadaniach*. PWN, Warszawa 1993.
77. Krzemiński H.: *Łożyska toczne*. PWN, Warszawa 1985.
78. Krzyż J., Ławrynowicz J.: *Elementy analizy zespolonej*. WNT, Warszawa 1981.
79. Lawrowski Z.: *Tribologia, tarcie, zużywanie i smarowanie*. PWN, Warszawa 1993.
80. Leśniewski J.: *O objawach pewnych zjawisk dynamicznych zachodzących w obszarach styku rzeczywistego części maszyn*. „Biuletyn WAT” 1984, nr 1(377).
81. Lewitowicz J.: *Badania produktów zużycia w systemach trybologicznych*. XI Sympozjum Trybologii; tom 1, 1982.
82. Lindstedt P.: *Aktywny pomiar pulsacji napięcia przepływu cieczy w instalacjach hydraulicznych za pomocą elementu korekcyjnego z możliwością zastosowania do badań diagnostycznych*. „AERO Technika Lotnicza” nr 8. Warszawa 1990.

83. Lindstedt P.: *Analiza możliwości wykorzystania parametrów pracy zasobnika hydraulicznego jako źródło informacji diagnostycznej samolotu*. „Informator ITWL”, Warszawa 1988.
84. Lindstedt P.: *Element korekcyjny jako źródło informacji diagnostycznej*. „Zagadnienia Eksploatacji Maszyn” 1995, z. 2(102).
85. Lindstedt P.: *Osobliwe elementy złożonych obiektów jako źródło informacji diagnostycznej*, „Informator ITWL”, Warszawa 1997.
86. Lindstedt P.: *Sposoby diagnozowania instalacji hydraulicznej lub pneumatycznej oraz układ diagnozowania instalacji hydraulicznej i pneumatycznej*. Opis patentowy PL 164942 b 1 1994.
87. Łączkowski R.: *Ruchy chaotyczne dipolowego rotatora magnetycznego*. „Przegląd Elektrotechniczny” 1993, nr 11.
88. Maes S.: *The H-point theorem applied in signal procesing*. Proceeding of the IEEE-SP International Symposiumon. Victoria BC. Canada. October 4–6, 1992.
89. Makusik S.: *Sprzęgła mechaniczne*. WNT, Warszawa 1979.
90. Malciev W.F.: *Rolikove mechanizmy svobodnego choda*. „Maszynostroienie”, Moskva 1968.
91. Markiewicz W., Karpiński M., Gębura A., Prażmowski W.: *Protokół z kwalifikacyjnych badań laboratoryjnych lotniskowego urzędnika zasilania elektroenergetycznego samolotów LUZES-V*, niepublikowane, grudzień 1993.
92. Masłowski A.: *Identyfikacja modeli matematycznych dynamiki układów*. Wydawnictwo Politechniki Białostockiej, 1995.
93. Meisel J.: *Zasady elektromechanicznego przetwarzania energii*. WNT, Warszawa 1970.
94. Młynarczyk M., Szymański Z., Waško S.: *Momentomierz quasi-fazowy*. „Prace Instytutu Lotnictwa” 95(4/1983).
95. Moinaro F., Constanic F., Danjean A.: *Knocking recognition in engine vibration signal using the wavelet transform*. Proceeding of the IEEE-SP International Symposiumon. Victoria BC. Canada. October 4–6, 1992.
96. Morel J.: *Drgania maszyn i diagnostyka ich stanu technicznego*. Polskie Towarzystwo Diagnostyki Technicznej, 1994.
97. Müller L.: *Diagnostyka przekładni zębatach*. PWN, Warszawa 1992.
98. Müller L.: *Przekładnie zębate – dynamika*. PWN, Warszawa 1986.
99. Müller L.: *Przekładnie zębate dużych mocy*. PWN, Warszawa 1964.
100. Müller L.: *Zastosowanie analizy wymiarowej w badaniach modeli*. PWN, Warszawa 1983.
101. Norma EUROCADE ED-14B/RT CA DO-160B *Enviromental conditions and test procedures for airborne equipment*. Section 16. Power input. Alimentation electrique.
102. Norma Obronna NO-15-A200:2007 *Wojskowe statki powietrzne. Pokładowe układy zasilania elektrycznego. Podstawowe parametry, wymagania i badania*.
103. Nowacki W.: *Teoria niesymetrycznej sprężystości*. PWN, Warszawa 1981.
104. Nowicki R., Sordyl F.: *Wyznaczanie granic stanów eksploatacyjnych w badaniach diagnostycznych*. Raport LDH nr 138. Politechnika Poznańska 1984.

105. Nowicki R.: *Stacjonarne systemy monitorowania i diagnozowania*. Materiały X Szkoły Diagnostyki. Poznań – Zajączkowo 1992.
106. Ochęduszek K.: *Koła zębate*. WNT, Warszawa 1972.
107. Olchowski I.I.: *Mechanika teoretyczna*. PWN, Warszawa 1978.
108. *Opis silnika SO-3*, Wydanie II, WSK Rzeszów, Rzeszów 1977.
109. Osiński Z.: *Teoria drgań*. PWN, Warszawa 1980.
110. Otnes R.K., Enohnson L.: *Analiza numeryczna szeregów czasowych*. WNT, Warszawa 1978.
111. Owczarek J.: *Elektryczne maszynowe elementy automatyki*, WNT, Warszawa 1983.
112. Papolis A.: *Prawdopodobieństwo, zmienne losowe i procesy stochastyczne*. WNT, Warszawa 1972.
113. Paszek S.: *Stany nieustalone maszyn elektrycznych prądu przemiennego*. WNT, Warszawa 1986.
114. Perry M.: *A Correlation approach to time-frequency representations*. Proceeding of the IEEE-SP International Symposiumon. Victoria BC. Canada. October 4–6, 1992.
115. Pizoń A.: *Elektrohydrauliczne analogowe i cyfrowe układy automatyki*. WNT, Warszawa 1995.
116. Polska Norma PN-ISO 4156+A1 *Połączenia wielowypustowe ewolwentowe walcowe osiowane na bokach zębów. Wymiary, tolerancje i sprawdzanie*, 1999.
117. Potapow W.N.: *Diagnostirovanie aviacyjnych elektriczeskich maszin*. „Transport”, Mockva 1989.
118. Pronikov A.S.: *Nadieżnost masin*”. „Maszynostrojenie”, Moskva 1978.
119. Puchała A.: *Dynamika maszyn i układów elektromechanicznych*. PWN, Warszawa 1977.
120. Ryś J., Trojnacki A.: *Laboratorium Podstaw Konstrukcji Maszyn*. Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, Kraków 1994.
121. 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, 27–28.10.2005.
122. Schuster H.G.: *Chaos deterministyczny – wprowadzenie*. WNT, Warszawa 1993.
123. Skalmierski B.: *Mechanika z wytrzymałości materiałów*. PWN, Warszawa 1983.
124. Sobkowski J.: *Częstotliwościowa analiza sygnałów*. Wydawnictwo MON, Warszawa 1979.
125. Spychała S., Majewski P., Szczekala M., Gębura A.: *Badania silnika 308 w hamowni WZL-3*, niepublikowane, Warszawa 2006.
126. Staniszewski R.: *Sterowanie zespołów napędowych*. WKŁ, Warszawa 1980.
127. Sung-Hoon Jedhg, Seok-Ju Yong.: *Friction and wear characteristic Due to stick-slip under fretting condition*, “Tribology Transactions” 2007.
128. Szabatin J.: *Podstawy teorii sygnałów*, WKŁ, Warszawa 1982.
129. Szczebiakov A.A.: *Avtomatika aviacyjnych i raketnych silowych ustanovok*. „Maszynostrojenie”, Moskva 1965.

130. Szczepanik R., Karbowski 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.
131. Szczepanik R., Kudelski R.: *Układ do sygnalizacji przekraczania dopuszczalnej amplitudy drgań wirujących łopatek maszyny przepływowej*, numer patentu: 184530, data zgłoszenia: 13.11.1997, uprawniony do patentu: Instytut Techniczny Wojsk Lotniczych.
132. Szczepanik R., Kudelski R.: *Warunki techniczne na system sygnalizacji nadmiernej 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*, niepublikowane, nr ITWL 11990/I. Warszawa 1997.
133. Szczepanik R., Spychała J., Kowalski M., Dzieciół E., Pawlak W., Przysowa R., Perz M.: *Analiza sygnałów generowanych przez łopatkę wirnikowe wirnikowych maszyn przepływowych*, nr bibl. ITWL 2497/50, Warszawa 2006.
134. Szczepanik R., Szymczak J.: *Badanie przyczyny uszkodzenia łożyska środkowej podpory silnika typu SO-3 nr 37171219*, niepublikowane, Warszawa 2000.
135. Szczepanik R., Tomaszek H.: *Zarys metody oceny niezawodności i trwałości urządzeń lotniczych z uwzględnieniem stanów granicznych*. „Problemy Eksploatacji” 2005, nr 3.
136. 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, uprawniony do patentu: Instytut Techniczny Wojsk Lotniczych.
137. Szczepanik R., Witoś M., Szczepankowski A., Bekiesiński R.: *Sprawozdanie nr 3/34/94 z badania uszkodzenia łożyska środkowego pędni silnika SO-3W nr 48173105*, niepublikowane, nr bibl. ITWL 10943/I. Warszawa 1994.
138. 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.
139. Szczepanik R.: *System diagnostyczny turbinowych silników odrzutowych SO-3, SO3W*. 5th International Conference „Aircraft and helicopter diagnostic Airdiag’97, grudzień 11–12.1997.
140. Szklarski L., Jaracz K.: *Wybrane zagadnienia dynamiki napędów elektrycznych*. PWN, Warszawa 1986.
141. Szopliński Z.: *Badania i projektowanie układów regulacji*. WNT, Warszawa 1975.
142. Wendeker M.: *Chwilowa prędkość kątowa i kąt skręcania wału korbowego jako sygnały diagnostyczne*. „Informator ITWL” 1995. Materiały III Krajowej Konferencji „Diagnostyka Techniczna Urządzeń i Systemów”.
143. Wojnar A.: *Statystyczna analiza przejść przez zero w teorii sygnałów*. „Prace Instytutu Tele- i Radiotechnicznego” 1965, t. 9, nr 3.
144. Wojnar A., Zdzieborski T.: *Analiza błędów anomalnych w cyfrowych pomiarach częstotliwości*. „Biuletyn WAT” 1974, nr 2(258).

-
145. Woliński W.: *Analiza dokładności kinematycznej zazębienia walcowego dla modelu współpracy jednostronnej*, rozprawa doktorska. Poznań 1989.
 146. Wróbel T.: *Określenie liczby zębów stojana prądnicy indukcyjnej typu Lorentza – Schmidta*. „Biuletyn WAT” 1971, nr 4(224).
 147. Wróbel T.: *Prądnice zwiększonej częstotliwości*. Wydawnictwo MON, 1972.
 148. Wróbel T.: *Studium teoretyczne i eksperymentalne zagadnienia pulsacji napięcia prądnic tachometrycznych prądu stałego*. Dodatek do „Biuletynu WAT” 1974, nr 3(259).
 149. Wróbel T.: *Studium zagadnienia pulsacji napięcia prądnic tachometrycznych o wyjściu stałoprądowym*. Dodatek do „Biuletynu WAT” 1977, nr 6(298).
 150. Zwierzchowski S.: *Kryteria i metody wyboru parametrów dynamicznych układów mechanicznych z uwzględnieniem węzłów kinematycznych*, rozprawa habilitacyjna.
 151. Žic M.Z.: *Pieriechodnyie prociessy w masinach postaiannogo toka*. „Energia”, Moskva 1974.

