

Zachodniopomorski Uniwersytet Technologiczny w Szczecinie

Szymon Banaszak

**Ocena stanu mechanicznego części
aktywnej transformatorów metodą analizy
odpowiedzi częstotliwościowej**

Szczecin 2016

Recenzenci
PAWEŁ ŻUKOWSKI
WOJCIECH KOŁTUNOWICZ

Opracowanie redakcyjne
Alicja Berner

WYDANO ZA ZGODĄ
Rektora Zachodniopomorskiego Uniwersytetu Technologicznego w Szczecinie

ISBN 978-83-7663-220-9

Wydawnictwo Uczelniane Zachodniopomorskiego Uniwersytetu Technologicznego w Szczecinie
al. Piastów 48, 70-311 Szczecin, tel. 91 449 47 60, e-mail: wydawnictwo@zut.edu.pl
Druk Zapol Sobczyk Sp.j., al. Piastów 42, 71-062 Szczecin, e-mail: zarzad@zapol.com

Spis treści

Wykaz ważniejszych skrótów i oznaczeń	5
Podziękowania	7
1. Wprowadzenie.....	9
2. Stan mechaniczny części aktywnej transformatora oraz klasyczne metody jego oceny.....	11
3. Podstawy metody FRA.....	19
4. Technika pomiarowa	25
4.1. Koncepcja pomiaru odpowiedzi częstotliwościowej	25
4.2. Przemysłowe rejestratory FRA	26
4.3. Przewody pomiarowe	27
4.4. Konfiguracja układu pomiarowego	32
4.5. Wymagane parametry urządzeń pomiarowych	36
4.6. Inne czynniki wpływające na pomiary odpowiedzi częstotliwościowej.....	37
4.7. Inne zastosowania metody FRA.....	38
5. Sposób interpretacji wyników pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej.....	39
6. Pomiary metodą FRA w warunkach kontrolowanych deformacji	47
6.1. Transformator A: 16 MVA, 110/15 Kv	49
6.2. Transformator B: 800 kVA, 6,3/0,4 kV	55
6.3. Transformator C: 20 MVA, 15,75/6,3/6,3 kV.....	62
6.4. Transformator D: autotransformator 160 MVA, 220/110/15,75 kV.....	64
6.5. Transformator E: 800 kVA, 15/0,4 kV.....	68
6.6. Uzwojenie górnego napięcia z transformatora B	72
6.7. Podsumowanie badań w warunkach kontrolowanych deformacji	76
7. Modelowanie odpowiedzi częstotliwościowej uzwojeń transformatorów.....	79
7.1. Rozwój metod modelowania transformatorów	79
7.2. Model obwodowy RLC	83
7.3. Model obwodowo-polowy	92
7.4. Model polowy z elementami linii długiej	98
7.5. Modelowanie pierwszego rezonansu równoległego (w układzie <i>end-to-end</i>)	103
8. Algorytm oceny wyników pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej.....	111
9. Komplementarne pomiary odpowiedzi częstotliwościowej i wibroakustycznej	127
9.1. Koncepcja komplementarnych pomiarów FRA + VM	127
9.2. Przyczyny wibracji konstrukcji transformatora	128
9.3. Pomiary wibracji w stanie ustalonym	130
9.4. Pomiary wibracji w stanie nieustalonym	131

9.5. Pomiary FRA + VM w warunkach kontrolowanych deformacji – transformator 800 kVA.....	132
9.6. Pomiary FRA + VM w warunkach kontrolowanych deformacji – transformator 16 MVA	137
9.7. Przykładowe pomiary przemysłowe komplementarnymi metodami FRA + VM.....	143
9.8. Podsumowanie badań komplementarnymi metodami FRA + VM	146
10. Podsumowanie	149
Literatura	153
Summary	165
Zusammenfassung	167

Wykaz ważniejszych skrótów i oznaczeń

a_{rz}	znormalizowane przyspieszenie wibracji
$\mathbf{B}$	wektor indukcji magnetycznej
B_s	indukcja magnetyczna nasycenia
DGA	analiza gazów rozpuszczonych w oleju (ang. Dissolved Gases Analysis)
f	częstotliwość
$\mathbf{F}$	siła
FEM	metoda elementów skończonych (ang. Finite Elements Method)
FFT	szybka transformata Fouriera (ang. Fast Fourier Transform)
FRA	analiza odpowiedzi częstotliwościowej (ang. Frequency Response Analysis)
H	transformata Hilberta
$\mathbf{H}$	wektor natężenia pola magnetycznego
I	natężenie prądu
IEC	Międzynarodowa Komisja Elektrotechniczna (ang. International Electrotechnical Commission)
IFRA	metoda impulsowego FRA (ang. Impulse FRA)
$\mathbf{J}$	gęstość prądu
l	długość
LVI	metoda impulsu niskonapięciowego (ang. Low Voltage Impulse)
P	straty mocy czynnej
$P_r(f)$	znormalizowane zmiany mocy sygnału wibracji
PPZ	podobciążeniowy przełącznik zaczeów
S	pole powierzchni przekroju
SFRA	metoda FRA w dziedzinie częstotliwości (ang. Sweep FRA)
TF	funkcja przejścia (ang. Transfer Function)
TLM	model z wykorzystaniem elementu linii długiej (ang. Transmission Line Model)
U	napięcie
VM	metoda wibroakustyczna (ang. Vibroacoustic Method)
W	energia pola
z	liczba zwojów
Z	impedancja
α	przyspieszenie wibracji
γ	przewodność
ϵ_0	przenikalność elektryczna próżni
ϵ_r	przenikalność elektryczna względna
ϵ_s	współczynnik nasycenia magnetostrykcji

φ	kąt przesunięcia fazowego
Φ	skalarny potencjał pola elektrycznego
μ	przenikalność magnetyczna
ρ	gęstość ładunku
ω	pulsacja kątowna

Podziękowania

Autor pragnie podziękować współpracownikom z Katedry Elektrotechnologii i Diagnostyki Wydziału Elektrycznego Zachodniopomorskiego Uniwersytetu Technologicznego w Szczecinie za okazane wsparcie i przyjazną atmosferę pracy. Podziękowania należą się także partnerom z przemysłu, w szczególności firmie Energo-Complex za wieloletnią współpracę, a także Panom Piotrowi Mańskiemu z PSE S.A., Wojciechowi Płodowskiemu z Enea Operator Sp. z o.o. O/Szczecin i Tomaszowi Klistali z PKE S.A. Elektrownia Łaziska za pomoc w organizacji eksperymentów w warunkach przemysłowych.

1. Wprowadzenie

W eksploatacji transformatorów elektroenergetycznych istotną rolę odgrywa ich diagnostyka. Opiera się ona na wielu metodach, które odpowiednio stosowane określają kompleksowo stan techniczny danej jednostki, zwłaszcza w odniesieniu do ich większej populacji; w połączeniu z narzędziami ekonomicznymi decydują o zaplanowaniu dalszej eksploatacji, remoncie lub wymianie transformatora. Poprawne podejście do zagadnień diagnostycznych ma zasadnicze znaczenie w obecnych modelach zarządzania majątkiem sieciowym, szczególnie w sytuacji ograniczania wydatków na inwestycje, przy jednoczesnym zwiększaniu się średniej wieku eksploatowanych transformatorów, praktycznie bez perspektyw szybkiej wymiany ich populacji na nową – zarówno ze względów finansowych, jak i ze względu na możliwości produkcyjne zakładów wytwarzających transformatory.

Niniejsza monografia dotyczy tematyki związanej z jedną z metod diagnostycznych – metody analizy odpowiedzi częstotliwościowej uzwojeń transformatorów (z ang. Frequency Response Analysis, FRA). Metoda ta znana jest od wielu lat, jednak jej intensywny rozwój i wdrożenie na większą skalę w praktyce przemysłowej nastąpiło dopiero w ostatnich latach. Na obecnym etapie dostępne są komercyjne rozwiązania rejestratorów, opanowana została technika pomiarowa, postępują także prace nad rozwojem metod interpretacji wyników; podjęto też próby normalizacji.

W pracy opisano badania i doświadczenia autora z ostatnich kilku lat, które dotyczą różnych aspektów metody FRA. Realizowane były one w warunkach laboratoryjnych oraz przemysłowych, równocześnie z wdrażaniem metody analizy odpowiedzi częstotliwościowej w Polsce. W monografii omówiono konstrukcje transformatorów z naciskiem na stan mechaniczny części aktywnej oraz przyczyny powstawania deformacji.

Następnie przedstawiono podstawy metody analizy odpowiedzi częstotliwościowej, jej podłoże historyczne, jej założenia, metody prezentacji wyników pomiarów i ich podstawowe znaczenie.

W dalszej części opisano problematykę wykonywania pomiarów na podstawie doświadczeń światowych oraz własnych badań autora. Poznanie czynników wpływających na poprawność wykonywania pomiarów oraz uwzględnienie doświadczeń pomiarowych umożliwiło opracowanie obowiązującej normy IEC 60076-18, dotyczącej techniki wykonywania pomiarów. W monografii przedstawiono interpretację wyników pomiarowych wraz z przykładami potwierdzonych deformacji. Kolejny rozdział zbiera wieloletnie doświadczenia autora z eksperymentów deformacyjnych przeprowadzanych na różnych transformatorach. Polegały one na kontrolowanym deformowaniu i uszkodzaniu uzwojeń, przy jednoczesnej rejestracji i analizie odpowiedzi częstotliwościowej. Badania takie realizowane były na pojedynczych uzwojeniach małych jednostek dystrybucyjnych, na transformatorach rozdzielczych średnich mocy i na autotransformatorze 160 MVA. Wnioski

płynące z analizy wyników eksperymentów autora umożliwiły określenie charakterystycznych powiązań między stanem mechanicznym części aktywnej a jej odpowiedzią częstotliwościową dla różnych konstrukcji transformatorów. W dalszej części pracy wyniki te wykorzystane zostały do komputerowego modelowania odpowiedzi uzwojeń oraz opracowania algorytmu oceny danych pomiarowych.

W pracy zawarto także doświadczenia autora dotyczące modelowania na potrzeby metody FRA. Przedstawiono modele obwodowe, polowe, w tym również opierające się na elementach linii długiej i z wykorzystaniem metody elementów skończonych. Modele opierają się na doświadczeniach zebranych w eksperymentach przedstawionych w poprzednich rozdziałach; weryfikowane były pomiarami na obiektach rzeczywistych. Zastosowanie przez autora wielu technik modelowania umożliwiło m.in. określenie czynników mających największy wpływ na zmiany w odpowiedzi uzwojeń oraz poznanie ograniczeń i zalet poszczególnych metod, co odzwierciedliło się w efektywności tworzenia modeli.

Następnie omówiono stosowane algorytmy i metody oceny danych pomiarowych odpowiedzi częstotliwościowej transformatorów oraz przedstawiono koncepcję algorytmu zaproponowanego przez autora. Jego założenia wynikają z nieskuteczności obecnie stosowanych narzędzi i konieczności weryfikacji ich wyników przez eksperta. Algorytm ten oparty został na wnioskach z pomiarów, badań i modelowania, przedstawionych w poprzednich rozdziałach.

Zaproponowano także całkowicie nowe podejście do diagnostyki stanu mechanicznego części aktywnej transformatorów, polegające na komplementarnej ocenie wyników dwóch metod – FRA oraz wibroakustycznej. Opisano badania eksperymentalne oraz założenia oceny wyników pomiarów obiema metodami, opracowane wspólnie z dr. inż. Eugeniuszem Kornatowskim.

Celem monografii jest przybliżenie czytelnikowi przedstawionych powyżej aspektów metody FRA. Zawarte w pracy autorskie wyniki pomiarów, badań i modelowania stanowią kompleksowe zestawienie problematyki związanej z metodą.

2. Stan mechaniczny części aktywnej transformatora oraz klasyczne metody jego oceny

Wykorzystanie metody FRA w diagnostyce transformatorów umożliwia ocenę stanu mechanicznego ich części aktywnej. Składają się na nią uzwojenia poszczególnych faz, rdzeń, system mocowań mechanicznych oraz wyprowadzenia (ryc. 2.1). Gabaryty tych elementów, szczegóły konstrukcyjne i wynikające z nich odległości pomiędzy poszczególnymi zwojami, cewkami i częściami uziemionymi wpływają na charakterystyczny kształt krzywej odpowiedzi częstotliwościowej. Wpływ na nią mają także inne elementy konstrukcyjne oraz ich stan (patrz rozdziały 4 oraz 5), jednak – z założenia – metoda FRA wykorzystywana jest do wykrywania deformacji uzwojeń, ich zwarć oraz niektórych defektów rdzenia, które razem określają stan mechaniczny części aktywnej. Konstrukcja części aktywnej transformatorów powinna być odporna na działanie wielu sił mechanicznych, szczególnie spowodowanych przez prądy zwarciorowe. Wytrzymałość konstrukcji zapewniona jest przez odpowiednie połączenie elementów, docisk pakietów rdzenia oraz prasowanie uzwojeń. Jednak wraz z upływem czasu mechaniczna spójność uzwojeń i rdzenia pogarsza się wskutek starzenia się izolacji i kumulujących się efektów wcześniejszych zdarzeń sieciowych lub mechanicznych (np. transportu). W niektórych przypadkach ujawniają się błędy produkcyjne [123] oraz wynikająca z nich niewystarczająca wytrzymałość na czynniki nieodbiegające w sposób znaczący od warunków nominalnych. Uzwojenie może zostać odkształcone przez siły poosiowe oraz promieniowe.

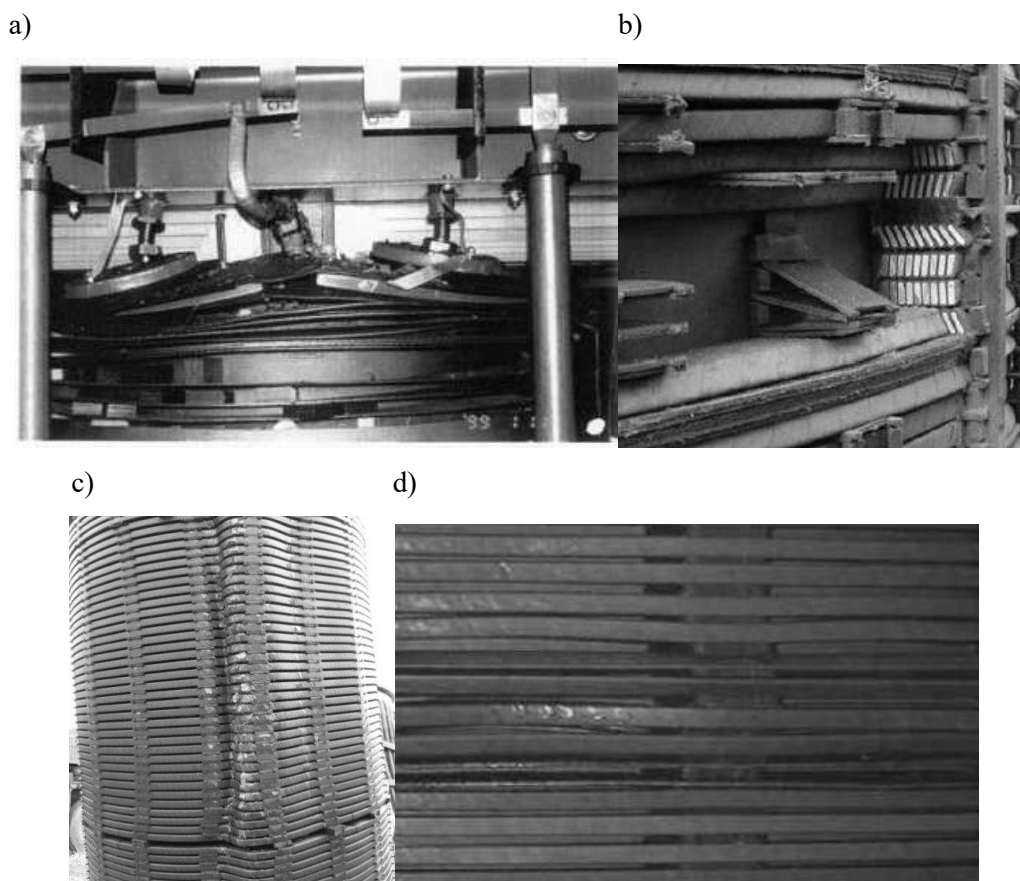


Ryc. 2.1. Część aktywna transformatora

Wytrzymałość mechaniczną uzwojeń uzyskuje się poprzez osiowe prasowanie cewek uzwojenia specjalnymi szczękami dociskowymi. Podczas projektowania nowych transformatorów przyjmuje się, że siły prasujące nie zmieniają się w sposób istotny w czasie ich eksploatacji. Jednym z elementów składowych uzwojenia jest izolacja papierowa, która również przenosi siły dociskowe. Wraz z upływem czasu izolacja ulega zestarzeniu, a kinetyka tego procesu zależy m.in. od temperatury pracy i stopnia zawilgocenia układu izolacyjnego. W procesie starzenia pękają włókna celulozy, co powoduje kruszenie papieru i przspanu, przy czym izolacja traci pierwotną elastyczność (wzrasta moduł Younga). To z kolei prowadzi do osłabienia sił prasujących uzwojenie, które mogą okazać się niewystarczające do utrzymania kształtu uzwojenia w obecności sił dynamicznych towarzyszących prądowi zwarciovemu. Z drugiej strony siły prasujące nie mogą być zbyt duże, gdyż doprowadziłyby to do uszkodzeń układu izolacyjnego.

Stopień sprasowania uzwojenia powiązany jest także z zawartością wilgoci w celulozie i zależy od temperatury pracy [127, 140]. W początkowym okresie eksploatacji transformatora wstępne naprężenie konstrukcji izolacji zmniejsza się na skutek odkształceń plastycznych. W okresie dalszej eksploatacji występuje, z jednej strony, pęcznienie izolacji, które spowodowane jest absorpcją wody pochodzącej z rozkładu celulozy, a z drugiej strony – utrata sprężystości celulozy wskutek termicznego rozkładu. W ostatecznym rozrachunku prowadzi to do zmniejszania, a w skrajnych przypadkach do zaniku sił prasujących. Taki stan części aktywnej stwarza problemy z doprasowywaniem izolacji podczas remontów transformatorów, szczególnie po procesie suszenia. Jeśli izolacja papierowa ma niską wytrzymałość mechaniczną, może nastąpić jej uszkodzenie. Po zasileniu transformatora spowodować to może zwarcia międzyzwojowe [140, 142]. Niedosuszenie izolacji znacznie wpływa na wytrzymałość zwarciovą uzwojeń. W takich przypadkach izolacja jest dosuszana w czasie eksploatacji przez gorący olej, co w rezultacie prowadzi do zmniejszenia siły prasującej [61].

Gdy w uzwojeniu wystąpi prąd zwarciovym o znacznych wartościach, pojawiają się także znaczne siły elektrodynamiczne, które są proporcjonalne do kwadratu wartości tego prądu. Siły te deformują pierwotny kształt uzwojenia, mogą też powodować zniszczenie różnych elementów konstrukcyjnych. Jedną z konsekwencji tego procesu jest wystąpienie wyładowań elektrycznych w zmniejszonej przerwie izolacyjnej. W innych przypadkach początkowo niewielkie odkształcenie uzwojeń nie musi prowadzić do natychmiastowej awarii transformatora. Izolacja taka może pracować dalej, jednak zmniejszone odstępki izolacyjne (np. zbliżone zwoje sąsiadujących ze sobą cewek) oraz naruszenie izolacji zwojowej, wskutek jej zestarzenia, prowadzi do zmniejszenia wytrzymałości elektrycznej. Przy pojawieniu się fali przepięciowej w uzwojeniu transformatora może dojść do przebicia izolacji w takim miejscu i – w konsekwencji – do awarii transformatora. Zazwyczaj najbardziej narażone na odkształcenia siłami poosiowymi są cewki położone najniżej i najwyżej. Siły poosiowe występujące w uzwojeniach mogą doprowadzić do uszkodzenia szczęk prasujących (ryc. 2.2a) lub spowodować pochylenie wszystkich zwojów w danej cewce o pewien kąt (ryc. 2.2b). Z kolei siły promieniowe, również powodowane przez zdarzenia wysokoprądowe, prowadzą do wybrzuszeń fragmentów uzwojenia górnego (ryc. 2.2c) lub do ściśnięcia fragmentów uzwojenia dolnego (ryc. 2.2d). W pewnych przypadkach siły takie mogą spowodować nawet przerwanie uzwojenia.



Ryc. 2.2. Uszkodzone dociski prasowania uzwojenia (a) [123], cewka z pochylonymi zwojami (b) [142], uzwojenie z wybrzuszeniami [Energo-Complex] (c) oraz wygięcie i pochylenie zwojów (d) [102]

W wielu wypadkach dochodzi do deformacji poosiowych i promieniowych, co skutkuje skośnym przesunięciem cewek i umieszczeniem ich na sobie po linii łuku; w przypadku cewek skrajnych może dojść wręcz do wysunięcia końcówki uzwojenia (ryc. 2.3). Uzwojenie może odkształcać się na elementach konstrukcyjnych, np. zwoje mogą odkształcać się na przekładkach przy oddziaływaniu sił poosiowych lub na zewnętrznych elementach konstrukcyjnych części aktywnej przy oddziaływaniu sił promieniowych [140, 142].



Ryc. 2.3. Wysunięty dolny fragment uzwojenia wraz z wyprowadzeniem
Źródło: Firma Energo-Complex.

Jeśli wskutek utraty sił prasujących lub wcześniejszej deformacji w uzwojeniu zmieni się jego wysokość, może nastąpić zmiana stosunku amperozwojów. To powoduje deformacje poosiowe, skutkujące wzrostem vibracji narażających izolację międzyzwojową na awarię; ostatecznie prowadzi to również do jej przebicia. Podobny efekt obserwuje się w przypadku, gdy wskutek błędów fabrycznych nie zapewniono dostatecznie mocnego nawinięcia przewodów w cewkach. W rezultacie zewnętrzna warstwa może się przemieścić, prowadząc do przebicia izolacji. Podatne na deformacje są także uzwojenia wyrównawcze, które nawijane są przewodami o mniejszej średnicy niż uzwojenie główne, a tym samym o mniejszej sztywności. Prąd indukowany w takim uzwojeniu (połączonym w trójkąt) przez jednofazowe zwarcie w sieci może doprowadzić do znacznych deformacji. W skrajnych przypadkach przesunięcia fragmentów uzwojeń mogą skutkować zwarciami doziemnymi (pomiędzy wyprowadzeniami uzwojeń a kadzią lub pomiędzy uzwojeniem dolnego napięcia a rdzeniem) [140, 142].

Siły pojawiające się podczas zwarć w uzwojeniach związane są z powstałym strumieniem rozproszenia oraz z przeciwnym kierunkiem amperozwojów w uzwojeniach. Strumień generuje maksymalne siły poosiowe na końcach uzwojenia, zaś jego składowa poprzeczna generuje siły promieniowe o maksymalnej amplitudzie na środku uzwojenia. Wynika to z zależności:

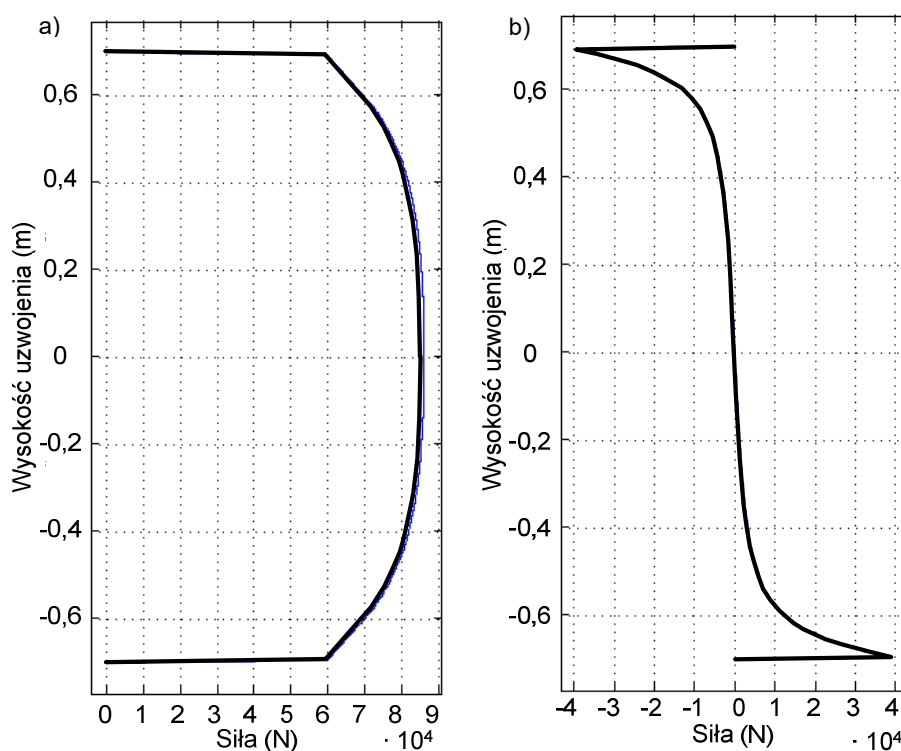
$$\vec{F} = I(\vec{B} \times \vec{l}) \quad (2.1)$$

gdzie:

B – indukcja magnetyczna,

I – natężenie prądu płynącego przez przewodnik o długości l .

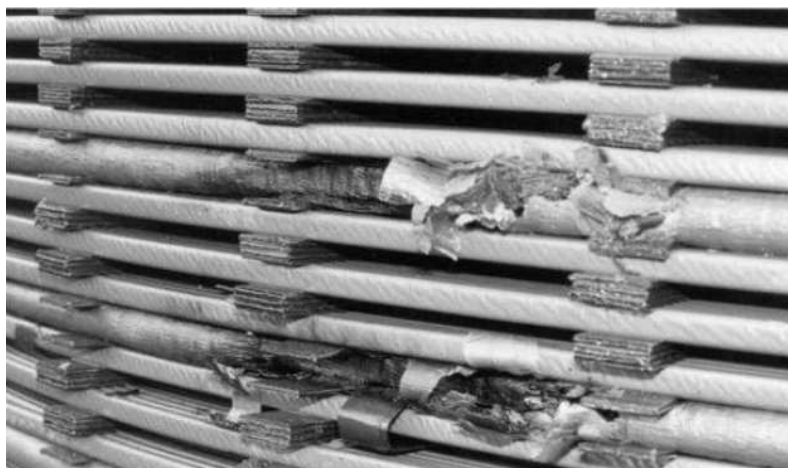
Kierunek siły jest prostopadły do kierunku pola magnetycznego i prądu. Siły poosiowe i promieniowe powstałe w uzwojeniu przedstawiono na ryc. 2.4 [34, 46, 57, 150].



Ryc. 2.4. Siły promieniowe (a) i poosiowe (b) w uzwojeniu transformatora

Źródło: opracowano na podstawie [34].

Szacuje się, że deformacja uzwojenia na skutek oddziaływania sił elektrodynamicznych jest bezpośrednią przyczyną awarii transformatora w 12–15% przypadków [33]. Zmiany w geometrii uzwojenia mogą także prowadzić do zwiększonych wibracji uzwojenia, a w konsekwencji do mechanicznego uszkodzenia izolacji stałej. Ostatecznie dochodzi do zwarć pomiędzy zwojami (ryc. 2.5), wyładowań niezupełnych i emisji gazów powstałych w wyniku rozkładu oleju [6].

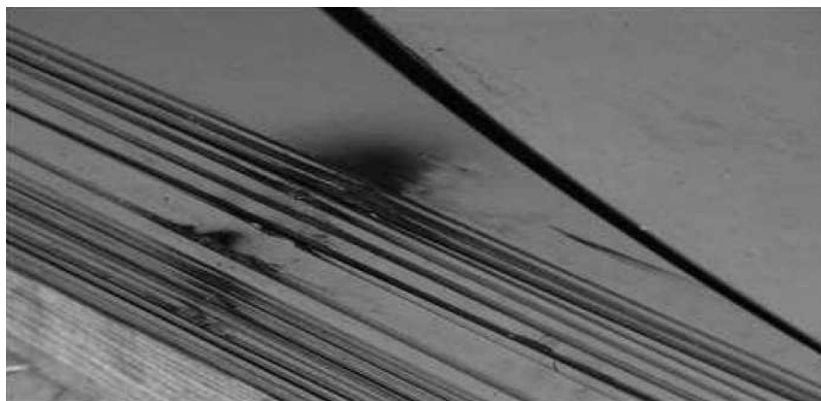


Ryc. 2.5. Zwarcie pomiędzy zwojami transformatora
Źródło: [142].

W przypadku rdzeni transformatorowych typowe problemy wpływające na ich stan mechaniczny wynikają z błędów konstrukcyjnych i wykonawczych. Powstają wtedy lokalne przegrzania, zwarcia blach (ryc. 2.7) oraz nieprawidłowe uziemienie (uziemienie wielokrotne lub jego brak) [142]. Może dojść także do deformacji struktury rdzenia (ryc. 2.6).

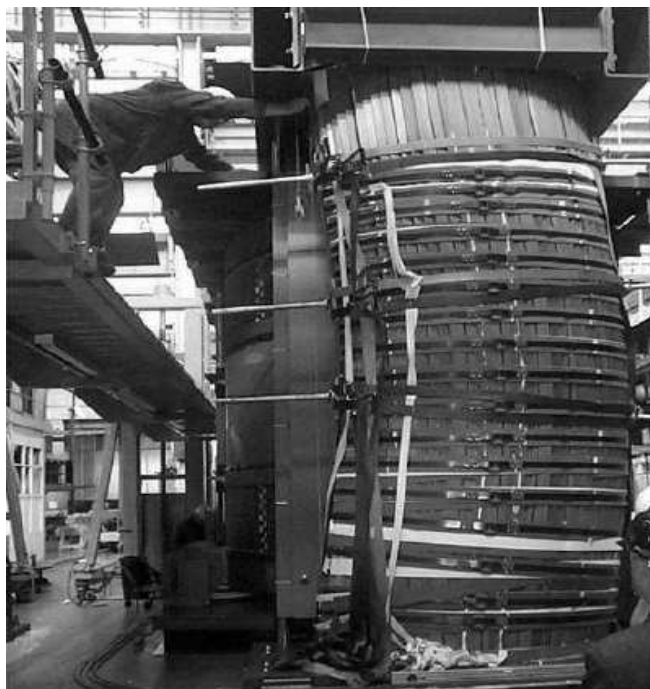


Ryc. 2.6. Zdeformowany rdzeń; widoczne przesunięcie na skutek obluźniania listew dystansowych oraz nieregularne ułożenie pakietów
Źródło: [123].



Ryc. 2.7. Zwarte blachy rdzenia transformatora
Źródło: [142].

Narażenia konstrukcji transformatorów powstają również wskutek oddziaływania mechanicznych czynników zewnętrznych. Typowym przykładem jest transport i przeładunek jednostki, a także związane z nim ryzyko wystąpienia znacznych przyspieszeń oddziałujących na całą konstrukcję. W takim przypadku może dojść do przemieszczenia fragmentu uzwojenia i tym samym zmniejszenia sił prasujących, co ostatecznie prowadzi do opisanych wcześniej mechanizmów awarii [142]. Transport transformatorów odbywa się głównie koleją i samochodami ciężarowymi. W pierwszym przypadku stosuje się specjalne wagony, o ładowności nawet 300–400 t. W transporcie drogowym wykorzystuje się przyczepy o ładowności nawet 320 t. W samym transporcie zazwyczaj nie dochodzi do niebezpiecznych przeciążeń, jednak newralgicznym momentem jest przenoszenie transformatora z wagonu lub przyczepy na miejsce zainstalowania. Uderzenie konstrukcji o podłoże lub inne elementy znajdujące się na miejscu może skutkować odkształceniami i naprężeniami mechanicznymi w konstrukcji jednostki [60], a w niektórych przypadkach prowadzi do zniszczenia jej mechanicznej integralności (ryc. 2.8).



Ryc. 2.8. Odkształcenie całej kolumny rdzenia wskutek nieprawidłowego transportu
Źródło: [142].

W tab. 1 przedstawiono możliwe uszkodzenia i defekty części aktywnej transformatora. Zaproponowany podział wykorzystany będzie w dalszej części monografii przy opisie możliwości detekcji poszczególnych uszkodzeń.

Tabela 1. Zestawienie uszkodzeń i defektów części aktywnej transformatorów

Oznaczenie	Miejsce wystąpienia	Opis
Def-Uzw-Prasowanie	układ prasowania uzwojenia	uszkodzone układy prasowania uzwojenia, rozprężone uzwojenia; możliwe wibracje
Def-Uzw-Zgrubne	uzwojenie	znaczne uszkodzenie struktury uzwojenia, jego przerwanie lub wypadnięcie części cewek, przesunięcie całego uzwojenia względem drugiego
Def-Uzw- Poosiowe	uzwojenie	lokalna zmiana geometrii uzwojenia wzdłuż jego osi, zmniejszenie lub zwiększenie odstępów pomiędzy sąsiednimi cewkami
Def-Uzw- Promieniowe	uzwojenie	lokalna zmiana geometrii uzwojenia w kierunku promieniowym, wybrzuszenia jednej cewki bądź wielu cewek, wysunięcie poszczególnych cewek
Def-Uzw-Zwarcie	uzwojenie	zwarcie pomiędzy sąsiednimi zwojami lub cewkami
Def-Rdzeń	rdzeń	zmiana parametrów obwodu magnetycznego, odkształcenie rdzenia

Zanim metoda FRA stała się popularna, ocenę stanu mechanicznego transformatorów przeprowadzono na podstawie różnych klasycznych metod pomiarowych. Zaliczyć do nich można pomiary impedancji zwarcia przy częstotliwości sieciowej. Pomiary te przeprowadzano zwłaszcza po próbach zwarciovych, a oceny – na podstawie różnic impedancji zwarcia przed próbą i po próbie. Metoda ta jest skuteczna w przypadku znacznych deformacji w uzwojeniu, przesunięcia całego uzwojenia lub jego fragmentów. Jednak mniejsze deformacje niekoniecznie wpływają na wynik pomiaru przy stosowanej częstotliwości, wynoszącej 50 Hz, i pozostaną niewykryte [140]. Na ogół ocena wyników polega na porównaniu zmierzonej impedancji z danymi fabrycznymi. W bardziej zaawansowanej analizie uwzględnia się osobno jej część rzeczywistą (straty związane z rozprośzeniem w uzwojeniach) oraz urojoną (reaktancja rozproszenia – odpowiednik SEM indukowanej przez strumień rozproszenia) [60].

Do wykrycia zmiany liczby zwojów wskutek zwarcia stosuje się pomiary przekładni transformatora. Dopuszczalna różnica zmierzonych wartości nie powinna wynosić więcej niż 0,5% wartości nominalnych [83]. Zwarte zwoje wykryć można również poprzez pomiar rezystancji uzwojeń przy użyciu napięcia stałego. Także w tym wypadku zmierzone wartości porównuje się z danymi nominalnymi, a dopuszczalne różnice wynoszą 5% [83]. Na podstawie polskich doświadczeń przyjmuje się graniczną średnią wartość różnicy w rezystancji nie większą niż 3% [61]. Obiema metodami można wykryć tylko zwarcia z uzwojeniu, nie wykryje się zaś innych defektów, a w szczególności odkształceń uzwojeń.

Zwarcia pomiędzy blachami rdzenia można diagnozować na podstawie pomiaru temperatury oleju i analizy DGA gazów rozpuszczonych w oleju. Stosuje się także pomiary prądów magnesujących. Ostatnia metoda pozwala również identyfikować zwarcia w uzwojeniach – zarówno metaliczne, jak i niepełne (poprzez rezystancję). Jest ona jednak wrażliwa na magnetyzm szczątkowy, dlatego lepiej porównywać wyniki pomiędzy fazami niż w odniesieniu do poprzednich pomiarów. Wykonuje się także test balansu magnetycznego, na który

wpływają uszkodzenia rdzenia oraz zwarcia w uzwojeniach [142]. Deformacje prowadzą do zmian w pojemnościach szeregowych i równoległych; możliwe jest ich wykrywanie poprzez pomiar tych wielkości.

Powyższe metody, stosowane przed wdrożeniem metody FRA, nie umożliwiały dokładnej oceny stanu mechanicznego części aktywnej transformatora (z wyjątkiem detekcji zwarc); ich stosowanie było ograniczone, zaś interpretacja wyników była utrudniona.

Wskutek deformacji pojawić się mogą także wibracje, które mogą być wykryte różnymi metodami pomiarowymi, także online. Badania wibracji omówiono w rozdziale 9, w którym opisano metodę komplementarnej oceny części aktywnej transformatorów metodami FRA i wibroakustyczną (VM).

3. Podstawy metody FRA

Do detekcji odkształceń uzwojeń transformatorów stosowano przez lata wiele metod diagnostycznych wspomnianych w poprzednim rozdziale. Metody te, mimo pewnych zalet, nie dawały zazwyczaj jasnych wyników, charakteryzowały się zbyt małą czułością, a odpowiedź na pytanie o stan mechaniczny transformatora uzyskiwana była pośrednio [34, 120]. Dopiero wykorzystanie metody analizy odpowiedzi częstotliwościowej dało narzędzie do bezpośredniej identyfikacji problemów ze stanem mechanicznym uzwojeń transformatorów. Metoda ta opiera się na zależności pomiędzy geometrycznym kształtem poszczególnych elementów części aktywnej (wpływającym na lokalne pojemności, indukcyjności, sprzężenia i rezystancje) a kształtem krzywej funkcji przejścia takiego układu. W odpowiedzi częstotliwościowej można zauważyć wiele rezonansów szeregowych i równoległych. Każda zmiana geometrii skutkuje zmianą częstotliwości lokalnych rezonansów oraz ich tłumienia widocznych na rejestrowanej krzywej. Porównanie wyników zarejestrowanych po wprowadzeniu deformacji do badanego układu z wynikami referencyjnymi umożliwia stwierdzenie zmian w geometrii, a w pewnych przypadkach dokładniejszą identyfikację rodzaju, miejsca czy skali deformacji.

Metoda analizy odpowiedzi częstotliwościowej FRA wywodzi się z pomiarów metodą impulsu niskonapięciowego (z ang. Low Voltage Impulse, LVI). Metoda LVI opracowana została w Polsce przez Lecha i Tymińskiego [97] i jest rozwijana przez innych badaczy [81, 151]. Polega ona na rejestracji w dziedzinie czasu odpowiedzi uzwojenia na niskonapięciowy impuls. Następnym krokiem jest przeliczenie wyników pomiarów LVI na dziedzinę częstotliwości za pomocą szybkiej transformaty Fouriera (FFT) [141]. Wyliczone wartości amplitudy odpowiedzi uzwojenia dzieli się przez odpowiadające wartości podawanego sygnału, otrzymując w ten sposób odpowiedź częstotliwościową uzwojenia. Takie podejście, oparte na pomiarze funkcji przejścia w dziedzinie czasu, stosowane jest przez niektórych producentów sprzętu pomiarowego do dziś i nazywane jest metodą impulsowego FRA (z ang. Impulse Frequency Response Analysis, IFRA). W odniesieniu do metody LVI z pomiarów IFRA uzyskuje się niezależną od kształtu impulsu napięciowego funkcję odpowiedzi uzwojeń, dzięki czemu wynik pomiaru zależy bardziej od obiektu badań niż od układu pomiarowego, co pozwala uzyskać większą powtarzalność metody, w porównaniu z klasycznym pomiarem LVI, i upraszcza interpretację wyników. W latach siedemdziesiątych XX wieku podjęto pierwsze próby pomiarów bezpośrednio w dziedzinie częstotliwości [54], a metodę tę nazwano SFRA (z ang. Sweep Frequency Response Analysis). Niskonapięciowy sygnał sinusoidalnie zmienny podawany jest na jeden koniec uzwojenia, a na jego drugim końcu (lub uzwojeniu przeciwnej strony) rejestruje się amplitudę i kąt fazowy odpowiedzi w szerokim zakresie częstotliwości. Pomiary wykonywane są w odniesieniu do uziemionej kadzi i rdzenia transformatora. Takie podejście znacznie uprościło metodologię pomiarów i wpłynęło na większą powtarzalność wyników [138].

Obecnie obie metody – IFRA oraz SFRA – stosowane są w pomiarach przemysłowych. Ich wyniki mogą być wzajemnie porównywane, przy spełnieniu odpowiednich wymogów stawianych urządzeniom pomiarowym, okablowaniu i procedurom przeliczania sygnału z dziedziny czasu na dziedzinę częstotliwości w przypadku metody impulsowej. Niemniej jednak zdecydowaną większość wyników zarejestrowanych w światowej praktyce przemysłowej stanowią pomiary SFRA (ponad 90%). W Polsce, według wiedzy autora, w ogóle nie wykonuje się obecnie przemysłowych pomiarów metodą IFRA. Metoda impulsowa może za to być wykorzystana w pomiarach online, gdzie sygnałem wzbudzającym odpowiedź uzwojenia są przepięcia (piorunowe lub łączeniowe) [159]. W innym podejściu do tego zagadnienia [122] zaproponowano pomiar online realizowany pomiędzy zaciskiem pomiarowym fazowego izolatora przepustowego wysokiego napięcia a wyprowadzeniem punktu neutralnego poprzez odpowiedni izolator. Jednak na obecnym etapie rozwoju metody FRA pomiary odpowiedzi częstotliwościowej online nie stanowią alternatywnego rozwiązania dla pomiarów standardowych na transformatorze odstawionym z eksploatacji.

Metoda FRA, tak jak większość metod diagnozowania wysokonapięciowych urządzeń elektrycznych, opiera się na porównaniu wielkości zarejestrowanych na obiekcie badanym z odpowiednimi wielkościami rejestrowanymi na obiekcie wzorcowym. Różnice pomiędzy porównywanymi przebiegami odpowiedzi częstotliwościowej mogą wskazywać na możliwość odkształcenia badanego uzwojenia (więcej zob. rozdz. 5). Dlatego tak ważne jest wykonywanie pomiarów FRA już na etapie badań odbiorczych danej jednostki u producenta transformatora lub w zakładzie remontowym, a następnie – w celu identyfikacji deformacji uzwojeń powstałych podczas transportu – po zainstalowaniu transformatora na miejscu pracy. Dodatkowo po zainstalowaniu nowych transformatorów i napełnieniu ich olejem powinno się zarejestrować „odcisk palca”, czyli pomiar referencyjny na potrzeby analizy przyszłych pomiarów na miejscu pracy jednostki. Niestety, w przypadku transformatorów starszych, w przypadku których przede wszystkim stosowana jest metoda FRA, takie pomiary z reguły nie są możliwe; istnieją także bardzo duże trudności w uzyskaniu pomiarów referencyjnych z jednostek bliźniaczych. W krajowej praktyce przemysłowej często raport dostarczony przez firmę wykonującą poprzedni pomiar na danej jednostce istnieje tylko w formie papierowej, uniemożliwiającej porównanie z nowymi wynikami, przy czym firma z zasady odmawia udostępnienia wersji cyfrowej. Autor osobiście otrzymał do oceny wyniki wydrukowane w postaci osobnych raportów, a ponieważ rejestracji dokonywały różne firmy, sposób prezentacji danych na wykresach był całkowicie odmienny.

Metodę FRA, oprócz wykrywania deformacji czy zwarców w uzwojeniach, można również wykorzystać do potwierdzania usterek stwierdzonych za pomocą innych metod diagnostycznych, które wiążą się ze zmianami pojemności lub indukcyjności układu części aktywnej. Należą do nich uszkodzenia rdzenia bądź niepoprawne mocowanie uzwojeń rdzenia lub ekranów. W praktyce metoda FRA umożliwia wykrycie uszkodzeń powstałych wskutek zdarzeń awaryjnych (zwarcia, przepięcia, zdarzenia sejsmiczne), także po próbach zwarciovych, czy uszkodzenia przełącznika zaczepów, wewnętrznych połączeń i wyprowadzeń.

Ostatnio podejmuje się badania nad wykorzystaniem metody FRA do określania interakcji transformatorów z systemem energetycznym [85, 101]. Proponuje się także koncepcje wykonywania pomiarów FRA online – zarówno w dziedzinie czasu, jak i częstotliwości [75]. Pomiar taki możliwy jest dzięki zastosowaniu aktywnych filtrów

i odpowiednich narzędzi matematycznych. Niestety, problemem jest nieodseparowanie transformatora od systemu energetycznego i wpływ systemu na rejestrowane wyniki. Jednak obecnie, biorąc pod uwagę konieczność odłączania transformatorów w celu wykonania pomiarów FRA, wdrożenie miarodajnych pomiarów online byłoby niewątpliwym krokiem naprzód w skutecznym monitorowaniu tych urządzeń.

W ostatnich latach usystematyzowano technikę pomiarową metody FRA. Tematyki tej dotyczyło wiele publikacji [45, 87, 121]; pracowało nad nią wiele komitetów naukowych, m.in. przy CIGRE, publikujących raporty ze swoich prac [101]. W roku 2012 Międzynarodowa Komisja Elektrotechniczna (IEC) opublikowała normę międzynarodową (IEC 60076-18: *Power transformers – Part 18: Measurement of frequency response*) [82]. Trwają także niezależne prace nad normalizacją technik pomiarowych przy IEEE (PC57.149/D8).

Przy interpretacji wyników pomiarowych odpowiedzi częstotliwościowej należy uwzględnić układ połączeń transformatora, geometrię jego uzwojeń oraz wykonane remonty i modernizacje części aktywnej. Nie bez znaczenia jest również doświadczenie diagnosty. W chwili obecnej w praktyce prawidłowa analiza wyników nie jest możliwa do przeprowadzenia przez osoby niemające doświadczenia. Dlatego obecnie główne kierunki rozwoju metody koncentrują się na opracowywaniu narzędzi pomagających w interpretacji wyników pomiarowych. Do porównania wyników stosuje się różne metody i algorytmy statystyczne i obliczeniowe [117, 160]. Wdrażane są metody oparte na sztucznej inteligencji i sieciach neuronowych [142]. Badany jest wpływ zmian w geometrii uzwojeń na rejestrację poprzez stosowanie komputerowych symulacji [132, 149] i wykonywanie kontrolowanych deformacji [26, 30, 86]. Badane są czynniki wpływające na powtarzalność wyników [2, 87, 101, 117, 121, 132, 139, 142, 149, 160] oraz opracowywane są metody modelowania transformatorów na potrzeby metody FRA [34, 64, 79].

W dalszej części monografii autor przedstawia własne osiągnięcia i wnioski związane z powyższymi zagadnieniami. W praktyce przemysłowej do porównywania funkcji przenoszenia transformatora wykorzystuje się zwykle prostą analizę matematyczną, poczynając od wyznaczenia różnicy dwóch przebiegów, poprzez stosowanie obliczeń błędów i odchyleń standardowych, określanie współczynników korelacji, a kończąc na analizie częstotliwości rezonansowych. Niektóre produkowane systemy pomiarowe mają w swoim oprogramowaniu narzędzia służące do takiej analizy, które umożliwiają natychmiast po wykonaniu pomiaru odniesienie się do wcześniejszych rejestracji. Jednak metody te nie uwzględniają jednoznacznych kryteriów ilościowych i jakościowych charakteryzujących rozmiar i miejsce odkształcenia, nie uwzględniają też charakterystycznych cech różnych konstrukcji transformatorowych, przejawiających się w różnicach w przypadku rejestracji np. pomiędzy fazami, wymagają więc merytorycznego nadzoru doświadczonego diagnosty. Co więcej, jak wskazują analizy autora, poszczególne narzędzia oceniają dyskusyjne przypadki (np. z niewielkimi różnicami) w całkowicie odmienny sposób (więcej zob. rozdz. 9), dlatego ich stosowanie wymaga szczególnej uwagi.

Pomiary odpowiedzi częstotliwościowej przeprowadzane są na określonej impedancji, najczęściej równej $50\ \Omega$; taką też wartość rekomenduje norma IEC. Do przekazywania sygnałów z rejestratora na badany obiekt stosuje się przewody koncentryczne, o impedancji charakterystycznej dopasowanej do impedancji pomiarowej, w celu uniknięcia odbić sygnału i zminimalizowania wpływu przewodów na mierzone wartości. Stąd wzór na funkcję przejścia można zapisać w postaci:

$$TF(f) = \frac{U_2(f)}{U_1(f)} = \frac{Z_{pom}}{Z_{pom} + Z_{obektu}(f)} \quad (3.1)$$

gdzie:

U_1 – napięcie na wejściu,

U_2 – napięcie na wyjściu,

Z_{pom} – impedancja pomiarowa (50 Ω),

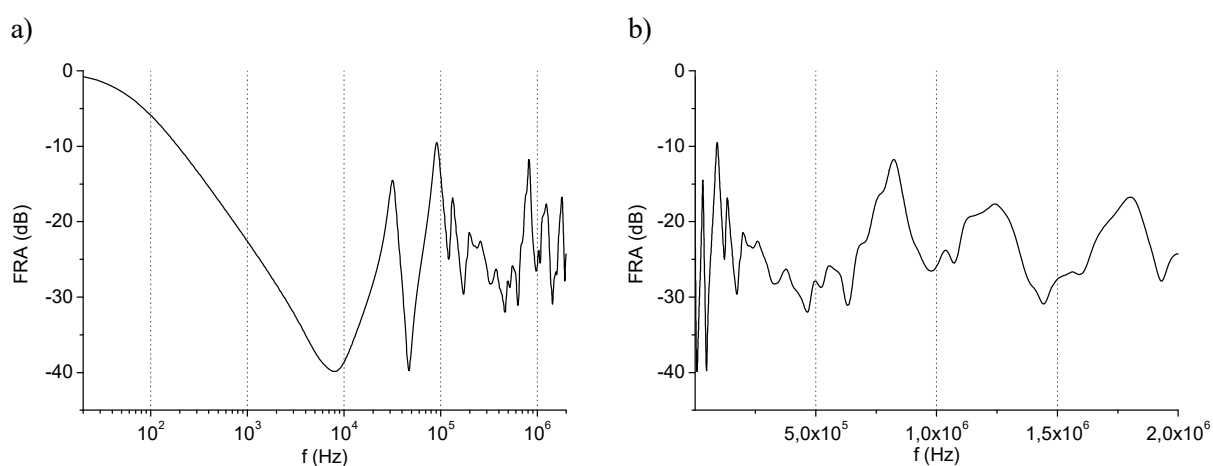
Z_{obektu} – zespolona impedancja badanego uzwojenia.

Wyniki pomiarów metodą FRA prezentowane są zazwyczaj w postaci charakterystyk Bodego, gdzie amplituda obliczana jest jako skalarny stosunek sygnału mierzonego na wyjściu układu do sygnału podawanego na wejściu i prezentowana w formie tłumienia (w dB). Z kolei przesunięcie fazowe odpowiedzi częstotliwościowej wynika z różnicy między tymi sygnałami; przedstawiane jest w stopniach. Amplitudę przyjęło się oznaczać jako *FRA*, można więc zapisać ją w postaci:

$$FRA(dB) = 20 \log \frac{U_2}{U_1} \quad (3.2)$$

$$\varphi = \text{tg}^{-1}(\angle U_2 - \angle U_1) \quad (3.3)$$

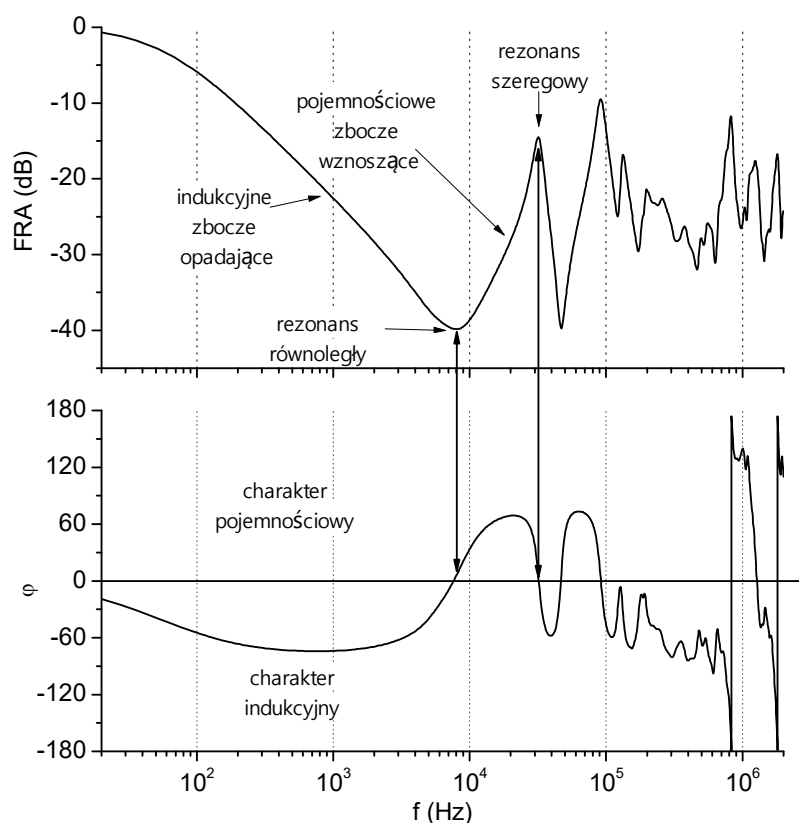
Wyniki prezentuje się w funkcji częstotliwości w skali logarytmicznej (zazwyczaj) lub liniowej. Pierwsze podejście umożliwia analizę wyników dla wszystkich charakterystycznych zakresów – od niskich do wysokich częstotliwości. Prezentacja liniowa na osi częstotliwości ukazuje wyraźnie przebiegi w wysokich częstotliwościach, które są zazwyczaj obarczone największym błędem pomiarowym. Przykładowe dane pomiarowe zaprezentowano na ryc. 3.1.



Ryc. 3.1. Wyniki pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej uzwojenia transformatora zaprezentowane przy częstotliwości w skali: a) logarytmicznej, b) liniowej

Na rycinie 3.2 zaznaczono powiązanie między charakterem układu (indukcyjnym lub pojemnościowym) a kształtem krzywej tłumienia dla dwóch pierwszych charakterystycznych rezonansów. Pierwszy z nich, rezonans równoległy, wynika z równoległego połączenia głównej indukcyjności magnesującej i pojemności doziemnych całego uzwojenia. Występuje on zawsze przy pomiarze funkcji przejścia pomiędzy końcami uzwojenia, przy uzwojeniu

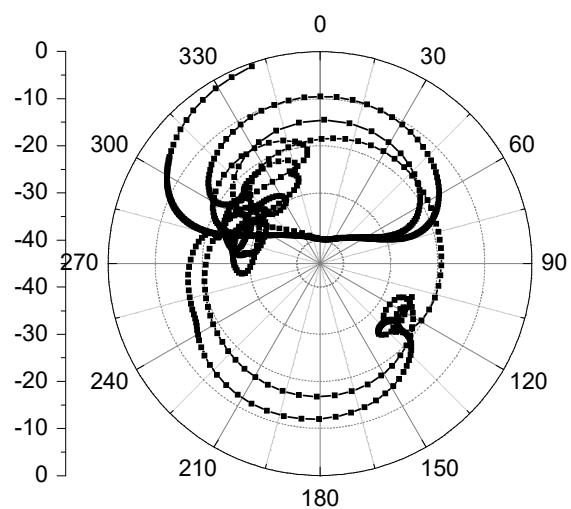
przeciwnej strony otwartym, czyli w podstawowym układzie stosowanym w pomiarach praktycznych (więcej o układach połączeń zob. rozdz. 4). Drugi rezonans, szeregowy, związany jest z szeregowym połączeniem głównych indukcyjności sprzęgających i pojemności doziemnych uzwojenia. Dalszy przebieg charakterystyki zależy od geometrii i układu połączeń transformatora i wynika ze zjawisk falowych w uzwojeniu. Generalnie dla charakteru indukcyjnego odpowiedzi obserwuje się zwiększanie tłumienia (charakterystyka w (dB) opadająca), zaś dla pojemnościowego jego zmniejszenie (charakterystyka rosnąca), ze zmianą charakteru w punktach rezonansowych. Wpływ rezystancji przejawia się jako zmiana tłumienia przebiegów zarówno indukcyjnych jak i pojemnościowych [131].



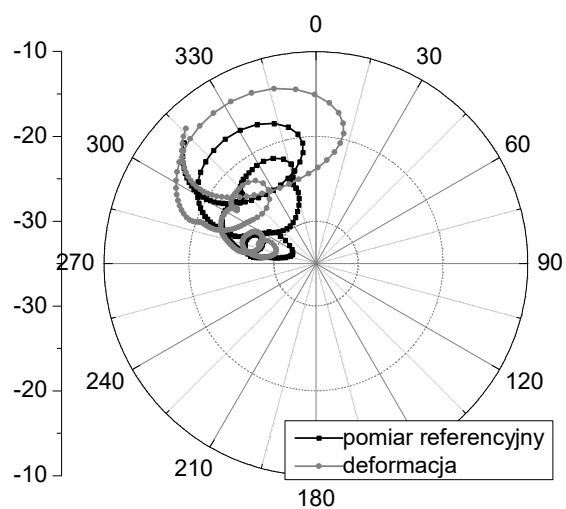
Ryc. 3.2. Powiązanie krzywych tłumienia (amplitudy) z kątem fazowym

Wyniki pomiarów przedstawia się czasem w innej postaci niż klasyczne wykresy Bodego. Przykładem może być wykres polarny, uwzględniający wzajemne zależności amplitudy i fazy analizowanego przebiegu [59, 129]. Niestety, może być on nieczytelny w przypadku wyświetlenia dla całego zakresu rejestrowanych częstotliwości (ryc. 3.3a). W przypadku analizy w węższym zakresie częstotliwości (ryc. 3.3b), gdy prezentacja wyników staje się bardziej czytelna, wykres taki wyraźnie uwidacznia różnice między dwoma przebiegami. Jednakże wykresy takie nie są powszechnie stosowane. Innym podejściem jest wykreślenie przebiegów na płaszczyźnie zespolonej w postaci wykresu Nyquista oraz analiza biegunów i zer.

a)



b)



Ryc. 3.3. Prezentacja wyników FRA na wykresie polarnym: a) pojedynczy przebieg dla całego zakresu częstotliwości pomiarowych (20 Hz – 2 MHz), b) porównanie przebiegów w ograniczonym zakresie częstotliwości (100 kHz – 500 kHz)

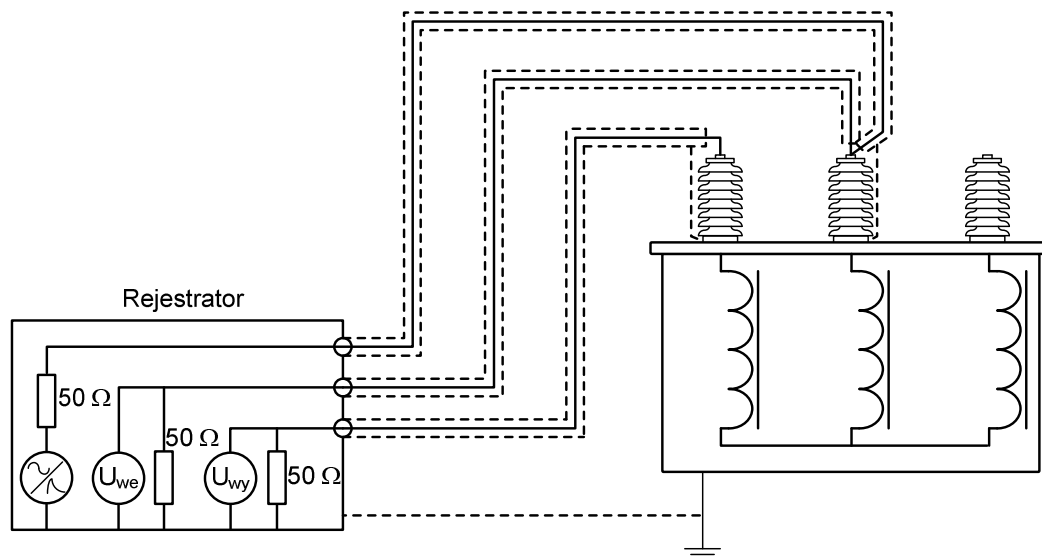
4. Technika pomiarowa

4.1. Koncepcja pomiaru odpowiedzi częstotliwościowej

Metoda analizy odpowiedzi częstotliwościowej, jak każda metoda porównawcza, z natury obarczona jest błędami pomiarowymi podwójnie. Dodatkowo, jak wskazują doświadczenia autora [20], różnice pomiędzy przebiegami w przypadku wystąpienia deformacji są często nieznaczące, porównywalne z błędami pomiaru. W takiej sytuacji poprawna interpretacja wyników jest w dużym stopniu zależna od powtarzalności pomiarów. Na wiarygodny pomiar wpływ ma wiele czynników – zarówno sprzęt, jak i metodologia wykonywania pomiaru. Do roku 2012 panowała pewna dowolność w podejściu do pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej, szczególnie w pierwszych latach przemysłowego wdrażania metody, które przypadały na początek XXI wieku. Niestety, wiązało to się z małą przydatnością zarejestrowanych wtedy danych do porównania z obecnymi rejestracjami. W roku 2012 opublikowana została norma międzynarodowa dotycząca części pomiarowej metody FRA – standard IEC 60076-18: *Power transformers. Part 18: Measurement of frequency response* [82]. Autor brał czynny udział w opracowaniu dokumentu, uczestnicząc w posiedzeniach grupy roboczej przy Międzynarodowej Komisji Elektrotechnicznej (IEC PT 60076-18). Norma określa i uściśla wiele kwestii, pozostawiając jednak pewną dowolność w interpretacji niektórych zagadnień, co wynika z różnych podejść i wieloletnich doświadczeń producentów sprzętu pomiarowego. Niemniej jednak każdy układ pomiarowy powinien odpowiadać założonym kryteriom [13].

Jak już wspomniano w rozdz. 3, wyróżnić można pomiar odpowiedzi częstotliwościowej w dziedzinie czasu i częstotliwości. Oba podejścia dopuszcza do stosowania norma [82], jednak w praktyce zdecydowanie dominuje pomiar wykonywany w funkcji częstotliwości; pomiar realizowany jest w układzie przedstawionym na ryc. 4.1.

Sygnał napięciowy o zmiennej częstotliwości (zazwyczaj w zakresie 20 Hz–2MHz) lub impuls napięciowy (w metodzie impulsowej) podawany jest na izolator przepustowy wejścia (początek uzwojenia) – izolator środkowy na ryc. 4.1. W tym samym punkcie następuje pomiar tego napięcia (U_{we}). W zależności od konfiguracji pomiaru rejestracja sygnału wyjściowego następuje na wyprowadzeniu drugiego końca danego uzwojenia lub na uzwojeniu przeciwnej strony danej fazy (U_{wy}). Bardzo ważne jest uziemienie ekranów przewodów po obu stronach, o czym będzie mowa niżej.



Ryc. 4.1. Schemat układu do pomiaru odpowiedzi częstotliwościowej transformatora

4.2. Przemysłowe rejestratory FRA

Na rynku dostępnych jest kilka urządzeń do pomiarów i analizy wyników w warunkach przemysłowych. Producenci sprzętu oferują także często usługi przechowywania wyników pomiarowych, zarządzania nimi i wykonują ich analizy. W tabeli 4.1 podano parametry najważniejszych rejestratorów (ich wygląd zob. ryc. 4.2). Najczęściej stosowane w przemyśle urządzenia to rejestratory firm Omicron, Doble, Tettex i Megger.

Tabela 4.1. Zestawienie rejestratorów FRA i ich podstawowych parametrów

Rejestrator	Napięcie pomiarowe	Impedancja pomiarowa	Zakres pomiarowy	Uwagi
FRAalyzer (Omicron)	2,83 V	50 Ω	10 Hz – 20 MHz	
FRANEO 800 (Omicron)	0,1–10 V	50 Ω	1 Hz – 30 MHz	od 2015 r.
FRA 5310 (Tettex)	1–12 V / 24 V	50 Ω / 1 MΩ	10 Hz – 10 MHz	aktywne sondy pomiarowe
M5400 (Doble)	20 V	50 Ω	10 Hz – 25 MHz	
FRAX 101 (Megger)	0,1–12 V	50 Ω	0,1 Hz – 25 MHz	
FRA-100 (Phenix)	300 V	10 Ω	IFRA	
Traftek (B&C Diagnostics)	5 V	75 Ω	20 Hz – 2 MHz	



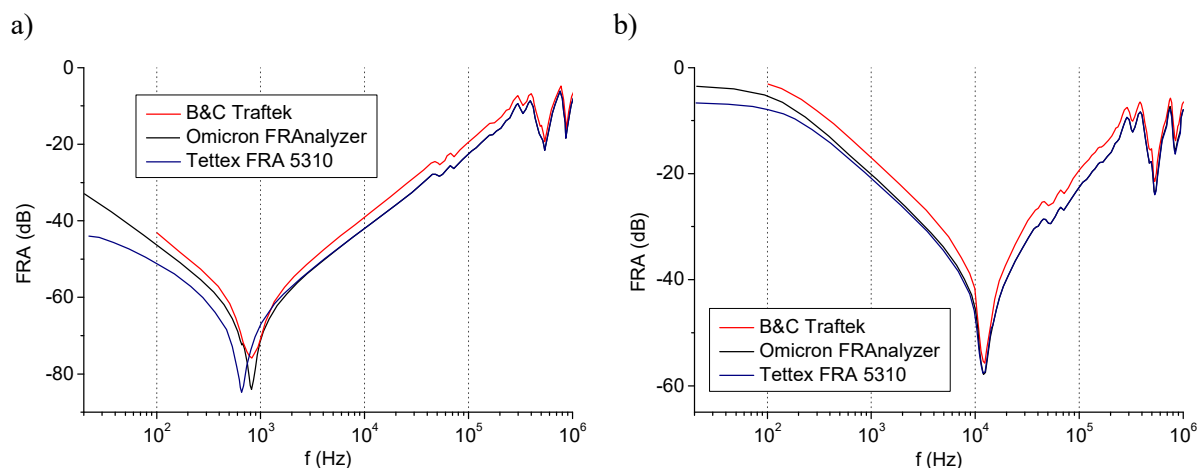
Ryc. 4.2. Komercyjne rejestratory FRA: a) Omicron FRAnalyzer, b) Omicron FRANEO 800, c) Tettex FRA 5310, d) Doble M5400, e) Megger FRAX-101, f) Phenix FRA-100, g) B&C Traftek
Źródło: broszury i strony internetowe producentów.

4.3. Przewody pomiarowe

Do pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej stosowany jest układ trzech przewodów (oraz potencjał odniesienia, czyli uziemiona każda, ekrany przewodów i urządzenia pomiarowego). Układ taki umożliwia uniezależnienie wyniku pomiaru od położenia przewodów, pod warunkiem prowadzenia ich jednotorowo i stosowania tych samych długości, tak by sprzężenia pojemnościowe i indukcyjne nie wpływały na odpowiedź badanego układu i by czasy propagacji były takie same. Maksymalna długość przewodu nie powinna przekraczać 30 m, jednak producenci rejestratorów dostarczają zazwyczaj przewody o długości 15–20 m. W publikacji [137] zbadano wpływ długości przewodów na powtarzalność pomiarów, uzyskując różnice już od 1 kHz. Również doświadczenia autora wskazują, że zarówno długość przewodów, jak i poprawne uziemienie ekranów mają bardzo duży wpływ na powtarzalność pomiarów. Nie należy więc stosować przy kolejnych pomiarach przewodów o różnej długości. Dopuszcza się stosowanie aktywnych sond pomiarowych, dokonujących rejestracji w miejscu zainstalowania, pod warunkiem jednak, że nie wpłyną one na rejestrowany sygnał. Rozwiązanie takie oferuje firma Tettex w urządzeniu FRA 5310; podobne rozwiązanie zaproponowano w publikacji [136].

Impedancja pomiarowa i impedancja falowa przewodów pomiarowych powinna, zgodnie z normą, wynosić 50 Ω . W pierwszych zestawach pomiarowych stosowano różne wartości tych impedancji, co wpływało na rejestrowane wyniki. Przykładowo w węgierskim urządzeniu

Traftek, firmy B&C Diagnostics, zastosowano impedancję 75Ω , co wpłynęło na zmianę tłumienia przebiegu. Uwidacznia się to na standardowym wykresie (tłumienie w skali logarytmicznej) przesunięciem charakterystyki w górę. Na rycinie 4.3 przedstawiono porównanie wyników uzyskanych przez autora na tym samym transformatorze za pomocą różnych zestawów pomiarowych [18].



Ryc. 4.3. Porównanie odpowiedzi częstotliwościowej zarejestrowanej różnymi urządzeniami pomiarowymi w układzie pomiędzy końcami uzwojenia: a) przy stronie przeciwnej otwartej; b) przy stronie przeciwnej zwartej

Dodatkowo na wykresie można zauważyć przesunięcie danych po częstotliwości w jej niskich zakresach w przypadku miernika Tettex, co wynika ze stosowania w nim aktywnych sond pomiarowych, realizujących pomiar w punkcie zamocowania na przepuście. Sygnał przesyłany jest dalej w postaci cyfrowej; ułożenie przewodów pomiarowych nie odgrywa w tym wypadku większej roli.

Stosowanie różnych mierników w okresie przed normalizacją techniki pomiarowej FRA wpłynęło na to, że wiele danych referencyjnych zarejestrowanych zostało na innych impedancjach pomiarowych. Dane te będą jednak obecnie służyć jako porównanie kolejnych rejestracji, muszą zatem zostać odpowiednio przeliczone. Przykładowo: aby dopasować dane pomiarowe zarejestrowane na impedancji 75Ω do znormalizowanych pomiarów dla impedancji 50Ω , można wprowadzić poprawkę korygującą tłumienie, stosowaną przez autora do porównawczej oceny wyników uzyskanych za pomocą miernika B&C Traftek oraz nowszych mierników [18]. Wartość tłumienia sygnału pomiarowego definiuje się jako:

$$FRA = 20 \log \frac{|U_2|}{|U_1|} \quad (4.1)$$

gdzie:

$|U_2|$ – amplituda napięcia na wyjściu,

$|U_1|$ – amplituda napięcia na wejściu.

Po przekształceniach iloraz napięć na końcu i na początku uzwojenia można zapisać w postaci:

$$\frac{U_2}{U_1} = \frac{I \cdot Z_{pom}}{U_1} = \frac{\frac{U_1}{Z_{pom} + Z_{obiekту}} \cdot Z_{pom}}{U_1} = \frac{Z_{pom}}{Z_{pom} + Z_{obiekту}} \quad (4.2)$$

gdzie:

Z_{pom} – impedancja pomiarowa,

$Z_{obiekту}$ – impedancja badanego obiektu.

Wprowadzając poprawkę na wartość tłumienia spowodowaną różnicą się impedancją kabla pomiarowego w postaci:

$$\Delta FRA = 20 \log x \quad (4.3)$$

można zapisać, że dla systemów pomiarowych o różnych impedancjach kabli:

$$20 \log \left| \frac{Z_{pom1}}{Z_{pom1} + Z_{obiekту}} \right| = 20 \log \left| \frac{Z_{pom2}}{Z_{pom2} + Z_{obiekту}} \right| + 20 \log |x| \quad (4.4)$$

$$|x| = \left| \frac{Z_{pom1}}{Z_{pom1} + Z_{obiekту}} \cdot \frac{Z_{pom2} + Z_{obiekту}}{Z_{pom2}} \right| = \left| \frac{Z_{pom1}}{Z_{pom2}} \cdot \frac{Z_{pom2} + Z_{obiekту}}{Z_{pom1} + Z_{obiekту}} \right| \quad (4.5)$$

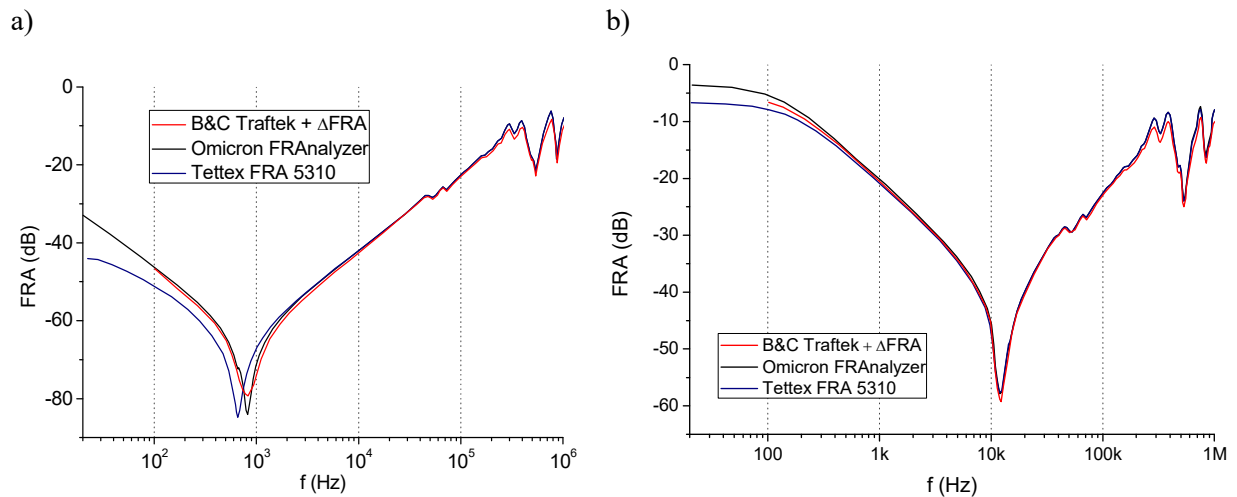
gdzie:

Z_{pom1}, Z_{pom2} – różne impedancje pomiarowe.

Przyjmując, że impedancja pomiarowa jest wielokrotnie mniejsza niż impedancja obiektu, otrzymujemy przybliżoną wartość poprawki dla omawianego przypadku ($Z_{pom1} = 75 \Omega, Z_{pom2} = 50 \Omega$):

$$\Delta FRA = 20 \log \left| \frac{Z_{pom1}}{Z_{pom2}} \right| \approx 3,52 dB \quad (4.6)$$

Na poniższej rycinie przedstawiono przebiegi z ryc. 4.3 z uwzględnioną poprawką.



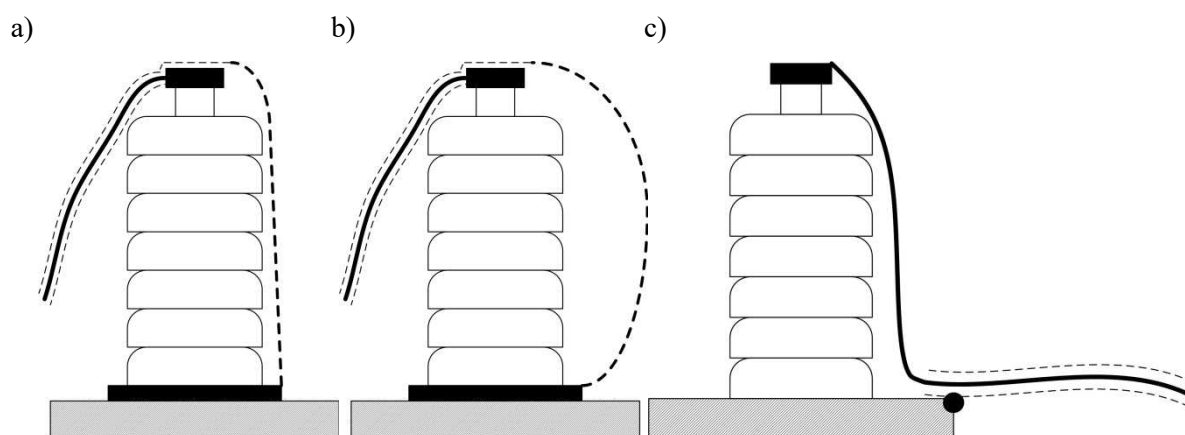
Ryc. 4.4. Porównanie odpowiedzi częstotliwościowej zarejestrowanej różnymi urządzeniami pomiarowymi w układzie pomiędzy końcami uzwojenia, z uwzględnioną poprawką ΔFRA : a) przy stronie przeciwnej otwartej; b) przy stronie przeciwnej zwartej

Przy stosowaniu poprawki do porównywania i analizy wyników pomiarów zarejestrowanych różnymi urządzeniami pamiętać należy o przyjętym założeniu, że impedancja obiektu jest wielokrotnie większa od impedancji pomiarowej. Warunek ten może nie zostać spełniony w okolicy częstotliwości rezonansowych, gdy rezonans szeregowy zwiększa mierzoną admitancję badanego obiektu. Niektóre rezonanse odpowiedzi częstotliwościowej mają większe tłumienie, jeśli impedancja kabla jest większa, a wtedy wierzchołki rejestrowanej charakterystyki ulegają spłaszczeniu [18].

Osobnym ważnym problemem jest uziemianie ekranów przewodów pomiarowych, chroniące przed wpływem zakłóceń elektromagnetycznych, które szczególnie na stacjach elektroenergetycznych mogą osiągać znaczne wartości. Ekrany te są połączone z potencjałem ziemi przy uziemionej obudowie urządzenia pomiarowego, konieczne jest jednak ich uziemienie przy izolatorze przepustowym. Zaleca się wykorzystanie do tego plecionki z cienkich drutów, a nie pojedynczego grubszego drutu. Plecionka o przekroju porównywalnym do drutu będzie miała znacznie mniejszą impedancję ze względu na wpływ efektu naskórkowości przy wyższych częstotliwościach. Może to mieć w niektórych przypadkach duży wpływ na poprawność pomiaru [139]. Sposób zrealizowania tego uziemienia ma zasadnicze znaczenie dla powtarzalności pomiaru. Wyróżnić można trzy sposoby uziemiania, które dopuszczone przez normę [82] wynikają z innych założeń i doświadczeń producentów urządzeń pomiarowych:

- połączenie żyły pomiarowej najkrótszym odcinkiem bezpośrednio do przepustu, zaś uziemienie ekranu najkrótszą drogą do podstawy przepustu;
- połączenie żyły pomiarowej najkrótszym odcinkiem bezpośrednio do przepustu, zaś uziemienie ekranu do podstawy przepustu przewodami o z góry określonej długości;
- połączenie ekranu najkrótszym odcinkiem bezpośrednio do podstawy przepustu, zaś żyły pomiarowej odcinkiem nieekranowanym najkrótszą drogą do przepustu.

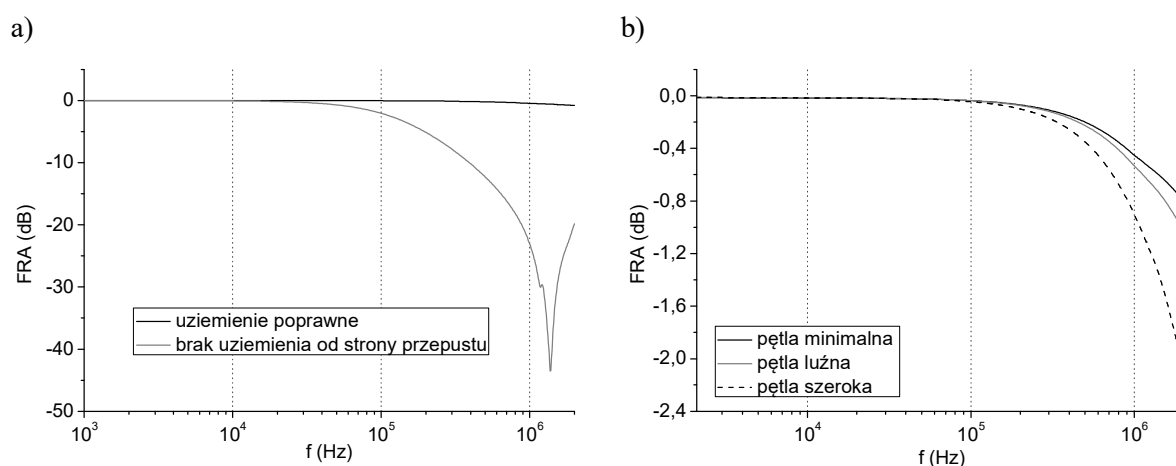
Schematy tych połączeń przedstawiono na ryc. 4.5.



Ryc. 4.5. Uziemienie ekranu przewodu pomiarowego: a) najkrótszą drogą do podstawy przepustu, b) przewodem o z góry określonej długości, c) bezpośrednio do podstawy z nieekranowanym odcinkiem żyły pomiarowej

Najlepsze jest rozwiązanie pierwsze, zapewniające ekranowanie żyły pomiarowej na prawie całej długości, przy czym zastosowanie do uziemienia naciągniętej plecionki zapewnia powtarzalność pomiarów, gdyż będzie ona miała na danym izolatorze przepustowym zawsze

taką samą długość. W sposobie drugim żyła pomiarowa również jest ekranowana na prawie całej długości, jednak stosowanie przewodów uziemiających o określonych z góry długościach skutkuje różnym ułożeniem i długością pętli, którą takie uziemienie tworzy. Dopuszczenie takiego rozwiązania wynika z faktu, że jest ono stosowane w miernikach firmy Doble, które stanowią ok. 80% urządzeń stosowanych na świecie do pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej. Jednak uznaje się, że takie podejście może ograniczać powtarzalność pomiarów amplitudy powyżej 500 kHz, zaś w przypadku częstotliwości rezonansowych powyżej 1 MHz. Autor wykonał pomiary laboratoryjne na izolatorze przepustowym 110 kV dla różnych przypadków uziemiania ekranu przewodu, przy niezmiennych pozostałych parametrach układu pomiarowego. Pomiar dotyczył tylko izolatora, który nie był połączony z transformatorem; rejestrowano więc jedynie wpływ metody uziemiania. Uwzględniono przypadki pomiarowe: w ogóle bez uziemiania przewodu od strony przepustu, z uziemieniem poprawnym (jak na ryc. 4.5a) oraz przy różnej długości luźnych pętla linki uziemiającej (jak na ryc. 4.5b). Wyniki pomiarów przedstawiono na ryc. 4.6 [15, 82].



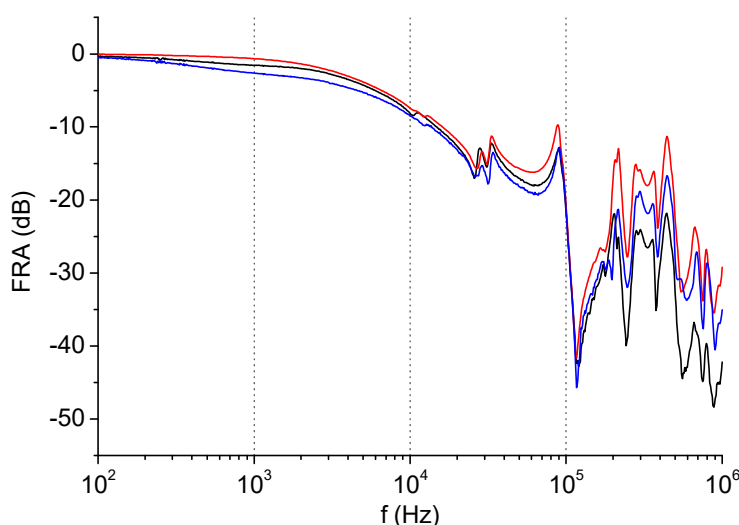
Ryc. 4.6. Porównanie wpływu metod uziemiania ekranu przewodu pomiarowego na izolatorze przepustowym 110 kV na wyniki pomiaru: a) uziemienie poprawne oraz jego brak, b) uziemienie poprawne oraz dwa przypadki luźnej pętli

Niezastosowanie uziemienia powoduje duże błędy pomiarowe, o dość losowej skali. W omawianym przypadku osiągały one nawet wartość 40 dB powyżej częstotliwości 1 MHz (ryc. 4.6a). Z kolei stosowanie szerokich pętli wpływa na wartości błędu pomiaru powyżej 1 MHz – o ponad 2 dB, czyli o wartość uznawaną często za wskaźnik wystąpienia deformacji.

Osobnym problemem jest wykorzystanie trzeciej metody uziemiania ekranu przewodu pomiarowego (jak na ryc. 4.5c), propagowanej przez szwajcarskie środowisko pomiarowców. W metodzie tej zakłada się, że przy uziemieniu takim jak na ryc. 4.5a przy wyższych częstotliwościach potencjały ekranu przewodu przy wyjściu z przepustu oraz przy podstawie przepustu będą różne ze względu na indukcyjność i rezystancję zastosowanej plecionki ułożonej wzdłuż przepustu. W związku z tym nastąpi podział prądu powrotnego z kadzi do miernika; jego część powróci plecionką i ekranem przewodu, część zaś przez uziemienie kadzi i miernika. W przypadku stosowania uziemienia takiego jak na ryc. 4.5c problem ten nie wystąpi. Jednak doświadczenia pomiarowe oraz fakt pozostawienia w takim przypadku

niekranowanego odcinka żyły pomiarowej, co szczególnie w przypadku długich przepustów ma duże znaczenie, skłaniają autora do rekomendowania pierwszej metody (ryc. 4.5a) jako poprawnej i podstawowej [41, 153].

Kolejnym ważnym problemem dotyczącym przewodów pomiarowych jest ich poprawne zamocowanie do wyprowadzeń przepustów. Połączenie takie musi zapewniać dobry kontakt, bez dodatkowych rezystancji. Wprowadzenie takiej rezystancji będzie skutkowało błędnymi pomiarami amplitudy sygnału. Podobny efekt będzie miało niepewne połączenie przepustu w kadzi z wyprowadzeniem z uzwojenia (lub PPZ). Przypadek taki, przesłany do analizy autorowi, przedstawiono na ryc. 4.7. Mimo kilku prób wykonywania pomiaru, po poprawieniu połączenia zacisków pomiarowych z wyprowadzeniem izolatora przepustowego, otrzymywano wciąż podobne wyniki. Podczas remontu jednostki stwierdzono wspomnianą usterkę połączenia wyprowadzeń wewnątrz transformatora w przypadku dwóch faz.



Ryc. 4.7. Wpływ niepoprawnego połączenia wyprowadzenia na amplitudę rejestrowanego sygnału
Źródło: opracowanie własne dla firmy Energo-Complex.

4.4. Konfiguracja układu pomiarowego

Pomiary odpowiedzi częstotliwościowej transformatorów realizowane mogą być w różnych konfiguracjach pomiarowych, różniących się punktem podawania sygnału i punktem jego rejestracji. Wyróżnia się następujące przypadki, zilustrowane przykładami na ryc. 4.8–4.10:

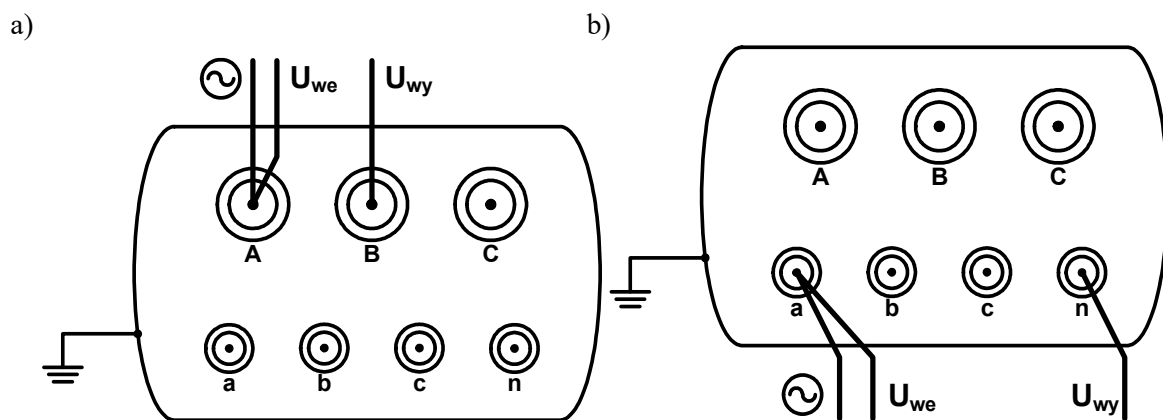
- a) pomiar pomiędzy końcami wybranego uzwojenia, przy uzwojeniach strony przeciwnej otwartych (z ang. *end-to-end open*);
- b) pomiar pomiędzy końcami wybranego uzwojenia, przy uzwojeniach strony przeciwnej zwartych (z ang. *end-to-end shorted*);
- c) pomiar pomiędzy początkami uzwojeń górnego i dolnego tej samej fazy, z przeciwnymi końcami pozostawionymi otwartymi – tzw. pomiar międzyuzwojeniowy pojemnościowy (z ang. *interwinding capacitive*);
- d) pomiar pomiędzy początkami uzwojeń górnego i dolnego tej samej fazy, z przeciwnymi końcami tych uzwojeń uziemionymi – tzw. pomiar międzyuzwojeniowy indukcyjny (z ang. *interwinding inductive*).

W przypadku obu układów mierzących odpowiedź pomiędzy końcami uzwojenia (a i b) różnicę w rejestrowanych wynikach sprowadza się do usunięcia odpowiedzi niskoczęstotliwościowej przy zwartej stronie przeciwnej, dławiającej w ten sposób strumień magnetyczny w rdzeniu transformatora. W praktyce pomiar przy stronie przeciwnej zwartej nie wnosi niczego do rejestracji, wystarczy zatem wykonywać rejestracje w układzie ze stroną przeciwną otwartą, co zresztą rekomenduje norma. Autor nie spotkał się z przypadkiem, w którym pomiar ze stroną przeciwną zwartą dawałby dodatkową informację, niewystępującą w rejestracji w układzie przy stronie przeciwnej otwartej. Należy także zwrócić uwagę na to, że układ połączeń zależy od konfiguracji samego uzwojenia. Dla uzwojeń połączonych w gwiazdę sygnał powinien być podawany na przepust badanej fazy (A, B lub C), a rejestrowany na przepuszczeniu punktu zerowego (N). W przypadku pomiaru w stronę przeciwną (od przepustu neutralnego do fazowego) mogą pojawić się różnice w zakresie wysokich częstotliwości, spowodowane dodatkowym wzbudzeniem w pozostałych fazach, w związku z czym konieczne jest zwrócenie uwagi na kierunek wykonywania pomiaru. W przypadku uzwojenia połączonego w trójkąt sygnał należy podawać na początek danego uzwojenia, a mierzyć go na jego końcu, przy czym obwód zamknie się także przez dwie pozostałe fazy. Kierunek pomiaru powinien być zgodny z kolejnością oznaczeń, tj. A-B, B-C, C-A.

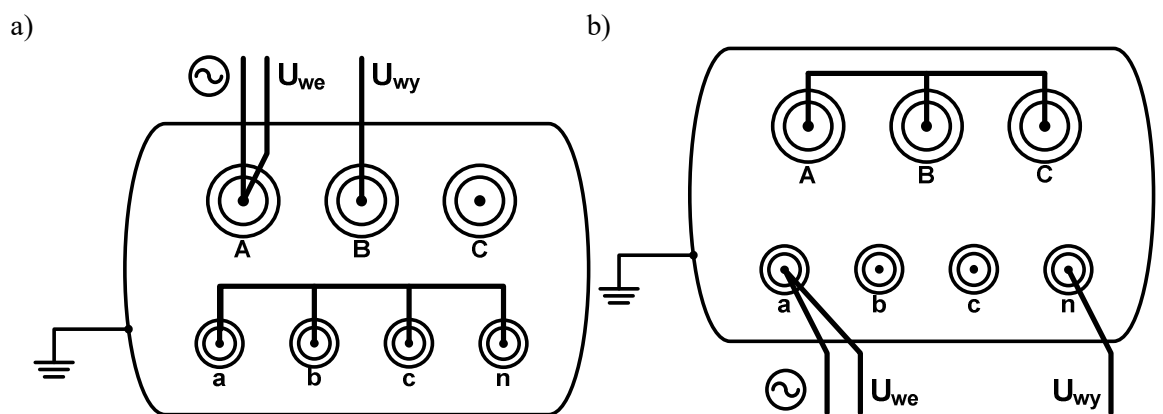
Pomiary można ponadto wykonywać przy różnych położeniach przełącznika zaczepów, by zbadać także uzwojenie regulacyjne. W takim wypadku konieczna jest rejestracja danych FRA w skrajnych położeniach przełącznika, co pozwala na wykrycie defektu właśnie w tym uzwojeniu. Optymalnym rozwiązaniem byłaby rejestracja odpowiedzi częstotliwościowej we wszystkich możliwych kombinacjach połączeń, jednak wiązałoby się to z bardzo długim czasem wykonywania pomiarów. W praktyce eksploatacyjnej jest to bardzo trudne do realizacji, gdyż FRA jest tylko jedną z metod stosowanych w diagnostyce transformatorów, a czas na pomiary offline bywa zazwyczaj bardzo ograniczony. Poza tym duża liczba charakterystyk niekoniecznie ułatwiłaby interpretację, szczególnie w przypadku, gdy przy każdym późniejszym pomiarze wykonywane byłyby rejestracje w innych układach połączeń, a sytuacje takie, niestety, występują, gdy ten sam transformator badają różne firmy diagnostyczne.

Przykładowy zestaw pomiarów w przypadku typowego trójfazowego transformatora dwuuzwojeniowego z PPZ przewiduje wykonanie 9 serii pomiarów (dla każdej fazy uzwojenie górne, uzwojenie górne + regulacyjne, uzwojenie dolne) lub 6 (dla każdej fazy uzwojenie górne i dolne), gdy transformator nie ma PPZ. W przypadku autotransformatora zalecane są pomiary dla każdej fazy na uzwojeniu szeregowym, na uzwojeniu wspólnym oraz na uzwojeniu wspólnym połączonym z uzwojeniem regulacyjnym (razem 9 serii pomiarów w przypadku autotransformatora z przełącznikiem zaczepów). Dodatkowo, jeśli wyprowadzone jest uzwojenie wyrównawcze, należy przeprowadzić pomiary tego uzwojenia dla każdej fazy (dodatkowe 3 serie pomiarów). Pamiętać należy, że w przypadku każdego układu połączeń należy się odnieść do pomiarów wykonywanych poprzednio tak, aby umożliwić porównanie wyników w czasie. Czyli w przypadku, gdy poprzednie rejestracje wykonane były niezgodnie z zaleceniami normy, należy nowe pomiary wykonywać w takim samym układzie jak poprzednie (aby stwierdzić ewentualne różnice w przebiegach charakterystyk) oraz, dodatkowo, w układzie zgodnym z normą (aby uzyskać podstawę porównań w przyszłości) [60, 146].

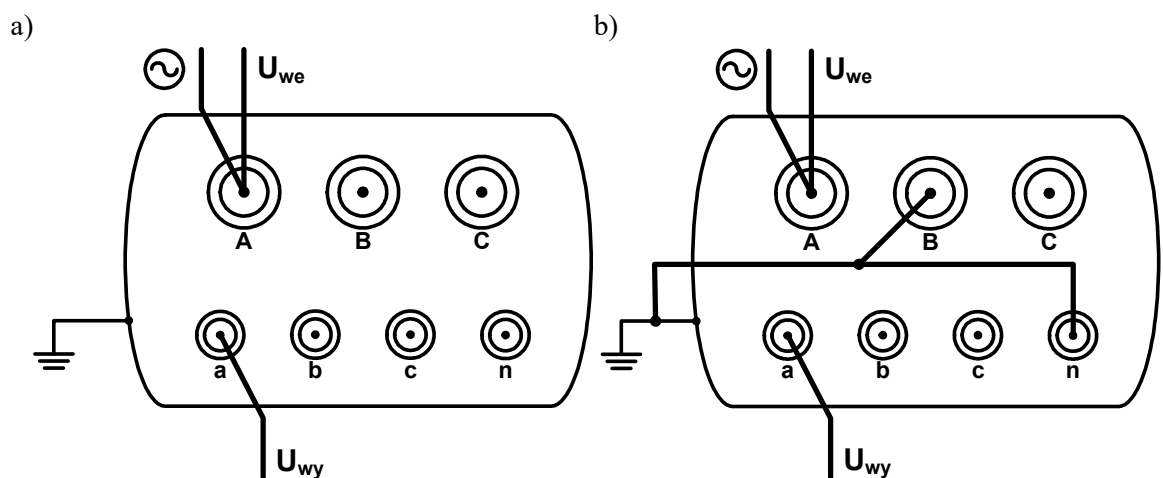
Schematy omawianych połączeń przedstawiono na ryc. 4.8–4.10. Przykładowy transformator ma uzwojenie górnego napięcia połączone w trójkąt, zaś dolnego napięcia w gwiazdę z wyprowadzonym punktem środkowym.



Ryc. 4.8. Podstawowy zalecany układ połączeń przewodów do transformatora – pomiędzy końcami uzwojenia; strona przeciwna otwarta: a) uzwojenie połączone w trójkąt, b) uzwojenie połączone w gwiazdę

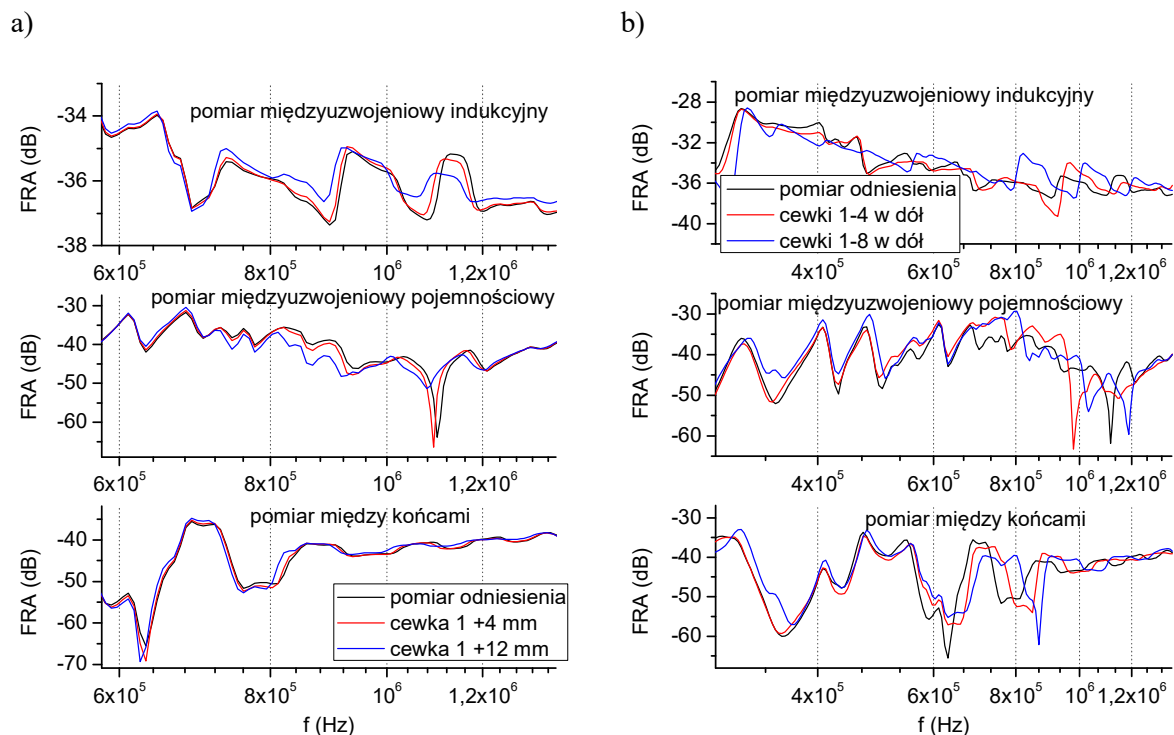


Ryc. 4.9. Układ połączeń przewodów do transformatora – pomiędzy końcami uzwojenia; strona przeciwna zwarta: a) uzwojenie połączone w trójkąt, b) uzwojenie połączone w gwiazdę



Ryc. 4.10. Układ połączeń przewodów do transformatora przy pomiarze międzyuzwojeniowej odpowiedzi częstotliwościowej: a) pojemnościowej, b) indukcyjnej w przypadku uzwojenia górnego połączonego w trójkąt i uzwojenia dolnego w gwiazdę

Autor w swoich badaniach przeprowadził analizę czułości poszczególnych układów połączeń na wykrywanie deformacji w uzwojeniach [19]. Dokonał tego na podstawie pomiarów wykonanych w różnych konfiguracjach pomiarowych, w warunkach kontrolowanych deformacji przeprowadzanych na uzwojeniach kilku transformatorów. Symulował wiele odkształceń w uzwojeniach – zarówno poosiowych, jak i promieniowych, o różnej lokalizacji i skali. Wyniki i metodologię tych prób omówiono w rozdz. 6.



Ryc. 4.11. Wpływ deformacji w uzwojeniu na wyniki FRA dla przykładowych konfiguracji pomiarowych: a) uniesienie skrajnej cewki, b) zapadnięcie fragmentu uzwojenia

Na rycinie 4.11a przedstawiono wyniki rejestracji odpowiedzi częstotliwościowej dla trzech układów pomiarowych, przy deformacji polegającej na uniesieniu skrajnej cewki na różne odległości. Pomiary wykonano dla konfiguracji: pomiar pomiędzy końcami uzwojenia (przy stronie przeciwnej otwartej), pomiar międzyuzwojeniowy indukcyjny oraz pomiar międzyuzwojeniowy pojemnościowy. Symulowana deformacja jest skutkiem pogorszenia prasowania uzwojenia np. na skutek zesterzenia się celulozy, utraty przez nią elastyczności lub wystąpienia czynnika mechanicznego, zazwyczaj na skutek zwarcia. Dla takiej sytuacji najbardziej wrażliwy okazał się układ pomiarowy międzyuzwojeniowy pojemnościowy. W przypadku poosiowego przesunięcia pojedynczej cewki geometryczne zmiany w układzie mają większy wpływ na pomiar realizowany w kierunku równoległym (do drugiego uzwojenia) niż szeregowym (między końcami). W przypadku pomiaru międzyuzwojeniowego pojemnościowego zmiany widoczne są wyraźnie w szerokim zakresie częstotliwości.

Rycina 4.11b przedstawia te same konfiguracje pomiarowe; deformacja polegała na zmniejszeniu odstępów między cewkami. Odpowiada to przypadkowi, w którym w mniejszym lub większym fragmencie uzwojenia powypadały przekładki międzycewkowe. W tym przypadku wszystkie układy pomiarowe dają wyraźne zmiany w szerokich zakresach częstotliwości – zarówno w tłumieniu, jak i położeniu rezonansów na osi częstotliwości. Wynika to z tego, że taka zmiana geometryczna wpływa na zmianę parametrów podłużnych uzwojenia (głównie na pojemność szeregową), a także poprzecznych (na pojemności do sąsiedniego uzwojenia).

Pomimo że norma zakłada pomiar tylko w układzie pomiędzy końcami uzwojenia, przy stronie przeciwnej otwartej, w przypadkach widocznych różnic między fazami dla tego pomiaru autor zaleca wykonanie dodatkowych rejestracji. Stanowią one będą uzupełnienie przydatne do interpretacji wyników. Szczególnie dotyczy to pomiaru międzyuzwojeniowego pojemnościowego, który jest wrażliwy na deformacje związane ze zmianą pojemności pomiędzy sąsiadującymi uzwojeniami. Może to pomóc w określeniu, jakiego typu deformacja wystąpiła w badanym transformatorze. Dlatego warto wykonać pomiary w takim układzie na etapie zapisywania odcisku palca transformatora sprawnego i powtarzać je, gdy w podstawowym układzie *end-to-end* pojawią się różnice. Wnioski autora zgodne są z wynikami badań przedstawionymi w publikacji [88], dotyczących wpływu układu pomiarowego na przykładzie pojedynczego uzwojenia. Również jej autorzy w przypadku deformacji poosiowej stwierdzili większą czułość metody przy pomiarze międzyuzwojeniowym.

4.5. Wymagane parametry urządzeń pomiarowych

Na powtarzalność pomiarów niewątpliwie mają wpływ parametry samego urządzenia pomiarowego. Od czasu wprowadzenia normy [82] w grudniu 2012 roku są one ściśle określone; są to:

- a) dynamiczny zakres pomiarowy, który powinien wynosić od +10 dB do –90 dB dla sygnału wyjściowego, względem napięcia na wejściu, dla całego zakresu częstotliwości;
- b) dokładność pomiaru amplitudy: co najmniej $\pm 0,3$ dB w zakresie od +10 dB do –40 dB, oraz od ± 1 dB poniżej –40 dB, dla całego zakresu częstotliwości;
- c) dokładność pomiaru kąta fazowego: co najmniej $\pm 1^\circ$ dla całego zakresu częstotliwości;
- d) zakres częstotliwości pomiarowych: od 20 Hz do 2 MHz, z dokładnością $\pm 1\%$ w całym zakresie;
- e) szerokość pasma przepustowości: poniżej 100 Hz powinna wynosić min. 10 Hz, powyżej 100 Hz nie powinna przekraczać mniejszej z dwóch wartości: 10% wartości częstotliwości pomiarowej lub połowy przedziału pomiędzy sąsiednimi częstotliwościami pomiarowymi.

Danych pomiarowych nie można „wygladzać” żadnymi metodami, jednak dopuszcza się uśrednianie wielokrotnych pomiarów (np. w celu ograniczenia zakłóceń). Wyniki pomiarów powinny być zapisane w formacie zdefiniowanym przez normę, który umożliwia wymianę danych pomiędzy poszczególnymi systemami pomiarowymi. Do tej pory częstym problemem w metodzie FRA był brak możliwości importu danych rejestrowanych miernikami różnych producentów do wspólnego środowiska, zwłaszcza przez diagnostów w przemyśle, którzy nie dysponują specjalistycznymi programami do obróbki danych pomiarowych (typu Origin).

4.6. Inne czynniki wpływające na pomiary odpowiedzi częstotliwościowej

W publikacji [148] zbadano wpływ punktu pomiaru napięcia na izolatorze przepustowym na otrzymywane wyniki, co stanowi kolejny wariant układów połączeń z ryc. 4.5. Punkt podawania sygnału był standardowy, tj. na wejściu izolatora przepustowego, zaś napięcie referencyjne do obliczenia tłumienia mierzono albo na górze przepustu, albo u jego podstawy. Okazało się, że pomiędzy wynikami pomiarów obiema metodami pojawiają się różnice powyżej 2–3 MHz. Jest to wartość leżąca, co prawda, poza standardowym zakresem analizy danych, jednak warto pamiętać o tej zależności i stosować za każdym razem podobny układ pomiarowy. W ww. publikacji oraz w publikacji [147] sprawdzono także wpływ długości przewodów pomiarowych, który ujawnia się powyżej 2 MHz. Ci sami autorzy w publikacji [146] prezentują próby wykonywania pomiarów do 10 MHz, chcąc uzyskać w ten sposób informacje np. na temat przepustów, lecz także niektórych deformacji uzwojeń. Ponieważ jest to zakres pomiarowy, na który silnie wpływa wiele czynników, proponują oni zmodyfikowaną metodę pomiaru HIFRA (z ang. High Frequency Internal Response Analysis). Polega ona na zamocowaniu czujnika pomiarowego wewnątrz kadzi, co redukuje wpływ czynników zewnętrznych. Sygnał podawany jest przez zacisk pomiarowy przepustu. Takie podejście wymagałoby jednak modyfikacji konstrukcyjnych transformatorów lub chociażby izolatorów przepustowych.

Mitchell i Welsh [105] badali wpływ parametrów rdzenia na pomiary FRA. W obecnej analizie przyjmuje się, że rdzeń nie wpływa na wyniki pomiarów powyżej kilkuset hertzów. Wyniki omawianych badań wskazują, że zespolona przenikalność magnetyczna rdzenia ujawnia wpływ w wysokich częstotliwościach – ok. 1 MHz oraz powyżej 15 MHz. Wpływ ten zależy ściśle od amplitudy napięcia pomiarowego.

Ograniczony wpływ na pomiary odpowiedzi częstotliwościowej mają zawartość wilgoci oraz temperatura uzwojeń. Wilgoć powoduje zmianę przenikalności elektrycznej układu izolacyjnego, a tym samym pojemności, zaś temperatura wpływa na impedancję uzwojeń [3, 119]. Badania eksperymentalne wskazują, że zmiana wilgotności w układzie izolacyjnym o 0,5% może spowodować przesunięcie częstotliwości rezonansów o 0,8% [10]. W przypadku temperatury przyjmuje się, że może ona mieć wpływ na wyniki, jeśli porównywane krzywe rejestrowane były przy wartościach temperatury części aktywnej różniącej się o 50°C. Niewielki wpływ ma także wybór amplitudy napięcia zasilającego, jeżeli jest to zakres małych wartości [153]. W praktyce pomiarowej stosowanie napięć bezpiecznych, w zależności od kraju na poziomie do kilkunastu–kilkudziesięciu woltów, ułatwia rejestrację na obiektach przemysłowych pod względem organizacyjnym i takie właśnie poziomy wykorzystują komercyjne rejestratory (2,83 V, 5V, 10V).

Podsumowując, strona techniczna wykonywania pomiarów ma bardzo duży wpływ na powtarzalność uzyskiwanych wyników, a tym samym na skuteczność porównawczych analiz odpowiedzi częstotliwościowej. Stosowanie przedstawionych w powyższym rozdziale wytycznych umożliwi wykorzystanie metody FRA, zgodnie z jej założeniami, do oceny stanu mechanicznego części aktywnej transformatorów.

4.7. Inne zastosowania metody FRA

Podjęmuje się próby wykorzystania metody analizy odpowiedzi częstotliwościowej do oceny stanu mechanicznego innych urządzeń niż transformatory oraz do oceny stanu izolacji transformatorów. W pracy [95] przedstawiono koncepcję badań uzwojeń statorów hydrogeneratorów (o mocy 53 MVA, 65 MVA, 128 MVA) z różnymi materiałami izolacyjnymi. W założeniu pomiary FRA wykonywane w określonych odstępach czasu mają służyć monitoringowi stanu zesterzenia izolacji. Inne podejście zawarto w pracy [113], w której wykorzystano pomiary FRA do analizy położenia wirnika, a następnie do wykrywania zwarć międzyzwojowych i doziemnych, całkowitych i poprzez określoną rezystancję. Wyniki prac nie zapewniają jeszcze jednoznacznych kryteriów pozwalających na zastosowanie w praktycznej ocenie stanu izolacji maszyn wirujących, jednak wskazują potencjalne kierunki wdrożenia metody FRA i nowe pola badań naukowych. W publikacji [3] wykazano, że na odpowiedź częstotliwościową transformatora wpływ mają m.in. zawilgocenie oraz zesterzenie izolacji. Teoretycznie możliwe jest więc określenie stanu izolacji za pomocą pomiarów FRA, jednak przy zachowaniu wysokiej jakości pomiarów, eliminującej wpływ wielu czynników zakłócających analizę wyników. Zdaniem autora badania takie nie będą stosowane, gdyż inne metody diagnostyczne umożliwiają dokładne określenie zawilgocenia izolacji (np. RVM, PDC, FDS). Podjęto także próbę [99] określenia wpływu sił prasujących uzwojenie na jego odpowiedź częstotliwościową. Zgodnie z oczekiwaniami różnice w krzywych, rejestrowanych przy różnych wartościach siły prasującej, były znikome.

5. Sposób interpretacji wyników pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej

Rozwój techniki pomiarowej odpowiedzi częstotliwościowej uzwojeń transformatorów umożliwia obecnie wykonywanie powtarzalnych rejestracji. Jednak metoda FRA nie dostarcza automatycznie jednoznacznej odpowiedzi dotyczącej stanu mechanicznego części aktywnej; konieczna jest poprawna interpretacja wyników. Charakterystykę można podzielić na kilka zakresów częstotliwości. Zazwyczaj na potrzeby interpretacji wyników pomiary przemysłowe przeprowadza się dla trzech zakresów [69]; dokładniejszy podział wykorzystywany jest na potrzeby obliczeń współczynników korelacji lub modelowania. Autor, na podstawie pomiarów w warunkach kontrolowanych deformacji i komputerowego modelowania (więcej zob. następne części pracy), zaproponował podział na cztery zakresy [61], co zostało później uwzględnione przez innych autorów [142]. Dokładne granice tych zakresów zależą w dużym stopniu od gabarytów transformatora (czyli zazwyczaj od jego mocy) – im większa jest jednostka, tym bardziej cała charakterystyka przesuwana jest w kierunku niższych częstotliwości na skutek zwiększania się pojemności układu. Również układ połączeń uzwojeń, typ transformatora i jego budowa wpłyną na inny kształt jego odpowiedzi. Dlatego uniwersalne określenie granic poszczególnych przedziałów nie jest możliwe; w poniższym opisie autor podał typowe wielkości dla eksploatowanego w Polsce transformatora rozdzielczego o mocy kilkudziesięciu megavoltamperów. Można zatem wyróżnić cztery zakresy częstotliwości, w których uwidaczniają się zmiany w:

- 1) obwodzie magnetycznym (20 Hz – ok. 20 kHz; pierwszy rezonans równoległy). W zakresie tym widoczne będą wszystkie zmiany wpływające na rozptyw strumienia (np. zwarcia) czy na wcześniejsze namagnesowanie rdzenia (np. przez pomiar stałoprądowy) – zakres ten kończy się w połowie pierwszego pojemnościowego zbocza wznoszącego; istnieje możliwość detekcji defektów Def-Rdzeń oraz Def-Uzw-Zwarcie;
- 2) zgrubnej geometrii (ok. 20–100 kHz; pierwszy rezonans szeregowy). Na różnice w tym zakresie wpływ będą miały zmiany konstrukcyjne lub przesunięcia całych uzwojeń (np. po przeciążeniach w trakcie transportu) – zakres ten zazwyczaj obejmuje kilka pierwszych rezonansów szeregowych i równoległych o dużych różnicach amplitudy tłumienia, związanych z przejściem charakterystyki kąta przez zero; istnieje możliwość detekcji defektu Def-Uzw-Zgrubne;
- 3) geometrii uzwojeń (ok. 100–500 kHz). W tym zakresie uwidaczniają się wpływ lokalnych zmian pojemności lub sprzężeń magnetycznych, spowodowanych deformacjami fragmentów uzwojeń i – co się z tym wiąże – przesunięcia rezonansów na skutek zmian szeregowych pojemności międzyzwojowych i międzycewkowych, a także zmiany w tłumieniu rezonansów szeregowych; jest to zakres, który decyduje o skuteczności metody FRA,

dający informacje niemożliwe do uzyskania innymi metodami. Zakres ten kończy się na ok. 500 kHz, gdy niezależnie od gabarytów transformatora pojawia się wpływ układu pomiarowego na wykonywaną rejestrację; zawiera wiele rezonansów o zazwyczaj niewielkich zmianach amplitudy i bez przejścia kąta fazowego przez zero; jest to obszar zjawisk falowych; istnieje możliwość detekcji defektów Def-Uzw-Poosiowe i Def-Uzw-Promieniowe;

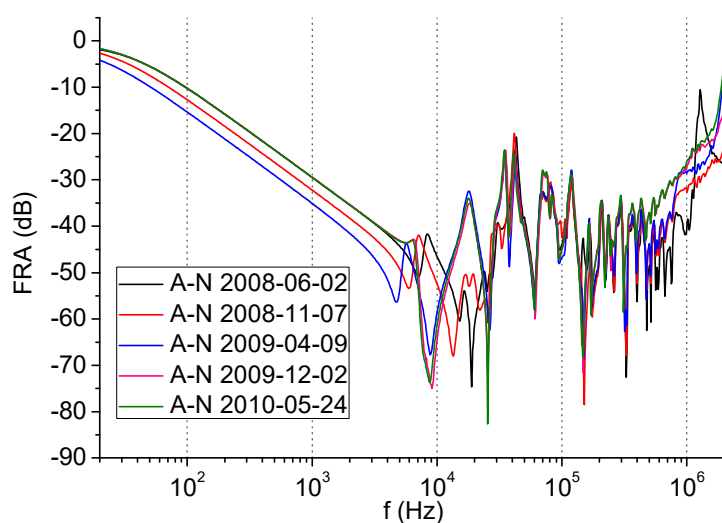
- 4) układzie wyprowadzeń i połączeń oraz systemie pomiarowym (500–1000 kHz); zakres czuły na geometrię połączeń uzwojeń i wyprowadzeń do przełącznika zaczepów, obecność i rodzaj izolatorów przepustowych oraz na inne czynniki, także wynikające ze specyfiki układu pomiarowego; wpływ na to mają indukcyjność wyprowadzeń i przewodów pomiarowych; w zakresie tym najłatwiej można określić powtarzalność pomiarów danym rejestratorem.

Analiza odpowiedzi częstotliwościowej, będąc klasyczną metodą porównawczą, umożliwia określenie różnic pomiędzy dwoma przebiegami (lub większą liczbą przebiegów). W praktyce przemysłowej interpretacja wyników pomiarowych opiera się obecnie głównie na wizualnym porównaniu krzywych, co wymaga dużego doświadczenia diagnosty oraz dostępu do jak największej bazy danych pomiarowych. Ta ostatnia umożliwia porównanie wielu jednostek tego samego typu, a tym samym ułatwia wykrycie cech charakterystycznych dla analizowanej konstrukcji, które mogą powodować zmiany w przebiegach podobne do wpływu deformacji. Można wyróżnić cztery podstawowe sposoby interpretacji wyników [31]:

- 1) porównanie wyników zarejestrowanych dla danego transformatora w określonym odstępie czasu. Jest to metoda najlepsza, uwzględniająca cechy charakterystyczne danej jednostki, niejednokrotnie mające swe odzwierciedlenie w kształcie krzywej FRA i umożliwiającą jednoznaczną interpretację wyników. W praktyce jednak często nie ma danych referencyjnych dotyczących badanych jednostek, co uniemożliwia stosowanie tej metody. Obecnie, także w praktyce eksploatacyjnej w Polsce, dla transformatorów nowych i po remontach oraz wielu będących w eksploatacji zapisuje się „odciski palca” (z ang. *fingerprint*), czyli dane referencyjne do wykorzystania w późniejszych pomiarach. Umożliwia to porównanie z wynikami rejestrowanymi kilka lat wcześniej;
- 2) porównanie wyników pomiędzy fazami danego transformatora. Przy braku danych referencyjnych z wcześniejszych pomiarów, a tak jest często w warunkach eksploatacyjnych, (gdyż transformatory są starsze niż okres przemysłowego wdrożenia metody FRA), porównuje się wyniki zarejestrowane dla trzech faz transformatora. Należy jednak pamiętać o tym, że pomiędzy fazami występują naturalne różnice. Faza środkowa, mając symetryczny rozptyw strumienia w rdzeniu przez obie kolumny skrajne, będzie różnić się od pomiarów z faz skrajnych, dla których strumień zamyka się przez sąsiednią, a także dalszą kolumnę. Tym samym dla fazy środkowej w zakresie niskich częstotliwości wystąpi jeden rezonans, zaś dla faz skrajnych wystąpią po dwa rezonanse. Inne różnice pomiędzy przebiegami wynikają z położenia przełącznika zaczepów oraz z niesymetrycznego wyprowadzenia uzwojeń i innych elementów konstrukcyjnych. Doświadczenia autora wskazują, że różnice te pojawiają się w zakresie częstotliwości powiązanym z deformacjami. Dla wielu transformatorów, bez pomiarów wykonanych na jednostkach tego samego typu (zob. p. 3), samo porównanie wyników zarejestrowanych dla poszczególnych faz uniemożliwia określenie stanu mechanicznego jednostki;

- 3) porównanie wyników zarejestrowanych dla jednostek siostrzanych lub bliźniaczych. W takim przypadku należy liczyć się z tym, że mogą pomiędzy nimi wystąpić pewne różnice wynikające z różnych szczegółów konstrukcyjnych, różnej historii pracy czy remontów. Różnica ta mogą być większe niż wpływ deformacji. Im większa jest liczba pomiarów dla danego typu jednostki w bazie danych, tym łatwiejsza będzie interpretacja wyników. Największą pewność daje porównanie wyników pomiarów zarejestrowanych na transformatorach pracujących w parze, oczywiście tego samego typu, najlepiej o kolejnych numerach seryjnych, co gwarantuje identyczną konstrukcję;
- 4) porównanie z modelami komputerowymi transformatorów. Metoda ta na obecnym etapie rozwoju nie stanowi gotowego narzędzia. W przypadku każdej jednostki konieczne jest stworzenie osobnego modelu opartego na jej rzeczywistych wymiarach geometrycznych i cechach materiałowych. Oznacza to konieczność dostępu do części aktywnej. Badania poparte modelami komputerowymi mogą być pomocne do ogólnego określenia, w jaki sposób zmiany w geometrii wpływają na kształt krzywej odpowiedzi częstotliwościowej, w jakich zakresach i jak się zmienia krzywa. Metody modelowania zostały omówione szczegółowo w rozdz. 8.

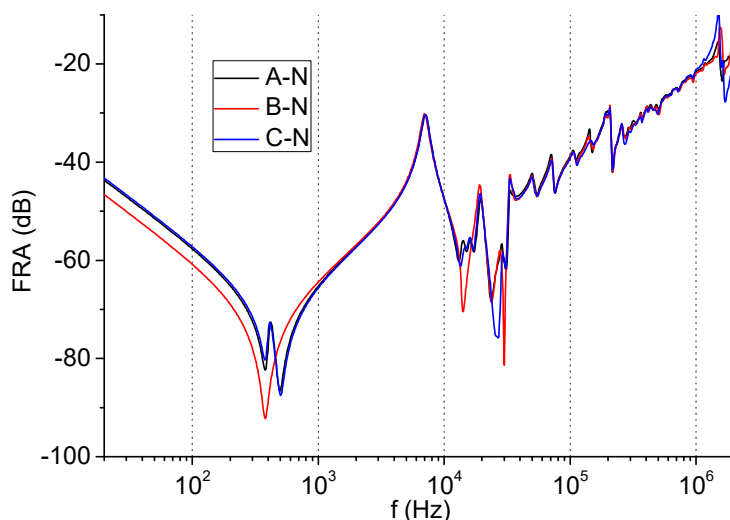
Jak wynika z powyższego zestawienia, kluczem do poprawnej interpretacji jest odpowiedni materiał porównawczy. Dotyczy to zarówno krzywych referencyjnych, jak i poprawnie wykonanych pomiarów. Umiejętne wykorzystanie metody FRA czyni z niej precyzyjne narzędzie diagnostyczne, jednak popełnienie błędów przy pomiarach jednej z dwóch (lub większej liczby) porównywanych krzywych prowadzić może do błędnych interpretacji. Przykładem dobrze ilustrującym ten problem jest casus autotransformatora RtdXP 160 MVA, którego wyniki kolejnych pomiarów przesłane zostały do autora z prośbą o pomoc w interpretacji. Na rycinie 5.1 przedstawiono krzywe zarejestrowane w układzie A-N (pomiędzy izolatorem przepustowym górnego napięcia a wspólnym izolatorem neutralnym).



Ryc. 5.1. Porównanie krzywych w układzie A-N dla autotransformatora RtdXP 160 MVA

Wszystkie pomiary dotyczą tej samej fazy, rejestrowane były (wg dostarczonego opisu) na tym samym zaczeple, w takim samym układzie połączeń, pięciokrotnie w ciągu trzech lat. Niestety, jakkolwiek analiza jest niemożliwa, gdyż różnice pomiędzy przebiegami są tak duże, że pojawiają się wątpliwości, czy zarejestrowano je na tej samej jednostce. Dotyczy to zarówno zakresu niskich częstotliwości, w okolicach pierwszego rezonansu, odpowiadającego za obwód magnetyczny oraz w nieco wyższych częstotliwościach, powiązanych z konfiguracją uzwojenia (do ok. 10 kHz), jak i zakresu częstotliwości średnich (10–100 kHz). Pomiary wykonywane były przez trzy różne podmioty dwoma różnymi zestawami pomiarowymi. Powyższe dane stanowią idealny przykład błędów w wykonywaniu pomiarów, niechlujności opisów i braku zrozumienia metody FRA. Według właściciela jednostki powyższe pomiary (może poza jednym, lecz nie wiadomo, poza którym z nich) nie mogą być wykorzystane do przyszłych analiz. Dlatego tak ważne jest branie pod uwagę wytycznych dotyczących techniki pomiarowej.

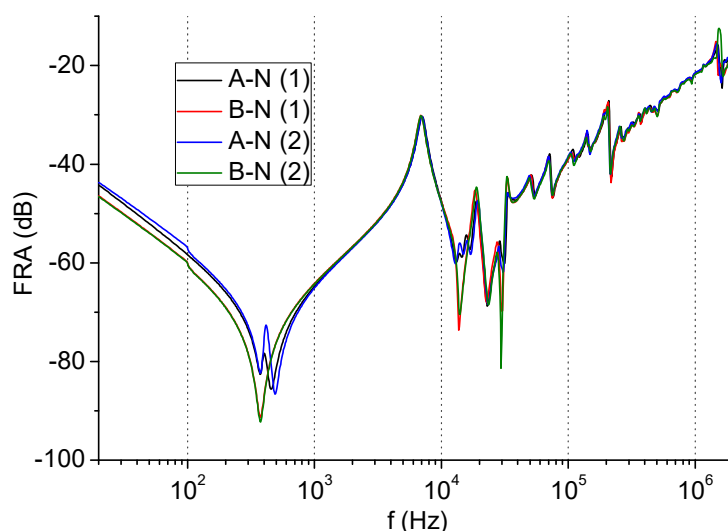
Z kolei przykładem, ilustrującym wagę zdobytego doświadczenia oraz posiadania bazy danych pomiarowych, jest przypadek transformatora typu TORb-16000/110 z roku 1982, którego wyniki pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej analizował autor tej pracy. Porównanie przebiegów pomiędzy trzema fazami strony górnej przedstawiono na ryc. 5.2. Dla transformatora nie były dostępne wcześniejsze pomiary referencyjne.



Ryc. 5.2. Porównanie krzywych w układzie A-N dla transformatora TORb-16000/110; rok produkcji 1982

Zauważyć można różnice pomiędzy przebiegami w trzech zakresach częstotliwości: ok. 500 Hz, od ok. 10 kHz do ok. 50 kHz oraz powyżej 1 MHz. Zmiany w zakresach pierwszym oraz trzecim można łatwo wytłumaczyć. W pierwszym zakresie związane są one z innym rozplywem strumienia magnetycznego w rdzeniu dla fazy środkowej (linia czerwona, jeden rezonans) niż dla faz skrajnych (po dwa rezonanse). Takie różnice pomiędzy fazami są typowe i nie wynikają z odkształceń ani z innych problemów w części aktywnej transformatora. Z kolei obszar powyżej 1 MHz, związany z układem wyprowadzeń, pojemnością przepustów

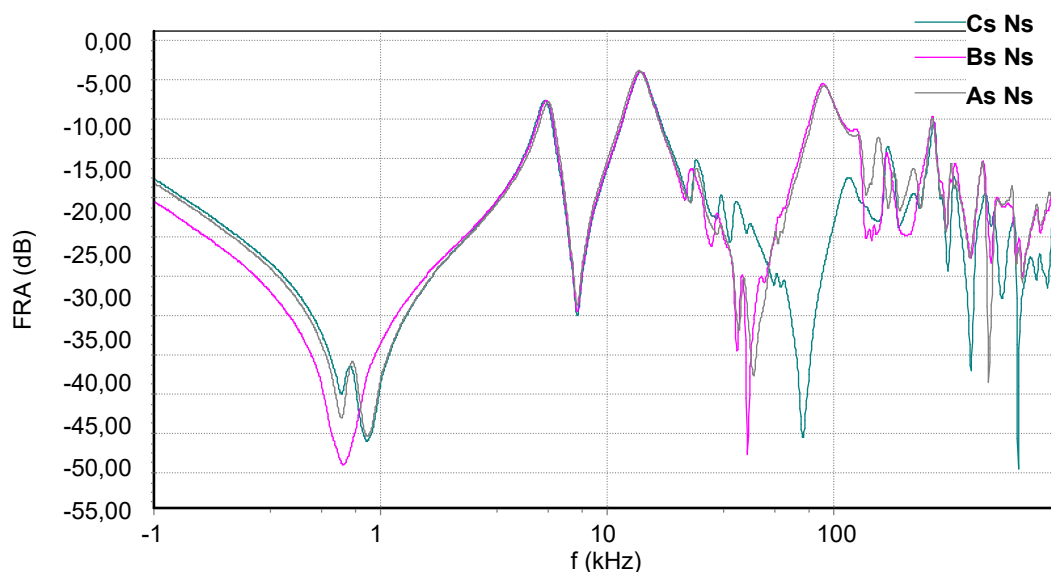
czy z detalami samego pomiaru, zawsze wykazuje różnice pomiędzy fazami, w związku z czym nie jest możliwe wyciąganie z tego zakresu miarodajnych wniosków. Problematyczna jest interpretacja zmian widocznych w zakresie średnich częstotliwości (10 kHz – 50 kHz). Różnice występują nie tylko w przypadku fazy środkowej, co mogłoby sugerować wpływ jej ułożenia względem faz skrajnych, lecz również w przypadku faz pozostałych. Biorąc pod uwagę skalę zmian, można założyć, iż w uzwojeniu występuje znaczna deformacja. Tu pomocne w interpretacji mogą być rejestracje wykonane dla innych transformatorów tego samego typu. Na ryc. 5.3 przedstawiono rejestracje wykonane dla analizowanej jednostki oraz dla transformatora tego samego typu; przedstawiono przebiegi dla faz A oraz B.



Ryc. 5.3. Porównanie krzywych w układach A-N oraz B-N dwóch transformatorów TORb-16000/110; rok produkcji 1980 (1), 1982 (2)

Zauważyć można, że charakter obserwowanych różnic pomiędzy fazami jest dla obu jednostek zbliżony. W omawianym powyżej zakresie średnich częstotliwości w każdym przypadku występują analogiczne różnice dla poszczególnych faz. Dodatkowo zaobserwować można korelację zmian powyżej 1 MHz, co sugeruje, że ich przyczyną jest konstrukcja transformatora, a nie wpływ układu pomiarowego. W zakresie niskich częstotliwości zauważyć można znaczne rozbieżności pomiędzy jednostkami, które wynikają z różnic w namagnesowaniu rdzenia w momencie pomiaru. W przypadku takich transformatorów, gdy nie są dostępne wcześniejsze pomiary referencyjne ani rejestracje z jednostek bliźniaczych lub chociaż tego samego typu, pozostaje porównanie pomiędzy fazami, które prowadzić może do błędnych wniosków.

Z kolei na ryc. 5.4 ukazano rejestracje odpowiedzi częstotliwościowej wykonane dla transformatora OVET, 60 MVA, 110/31,5 kV (rok produkcji 1963), w którym zdiagnozowano ewidentną deformację uzwojenia dolnego w fazie oznaczonej jako Cs Ns. Przebieg dla tej fazy wyraźnie odbiega w zakresie średnich częstotliwości (10–100 kHz), a w mniejszym stopniu – powyżej 100 kHz.



Ryc. 5.4. Rejestracje odpowiedzi częstotliwościowej transformatora typu OVET, 60 MVA, 110/31,5 kV dla uzwojenia dolnego
Źródło: Energo-Complex.

Wystąpienie deformacji zweryfikowano podczas złomowania transformatora; widok uszkodzonej fazy uzwojenia dolnego zaprezentowano na ryc. 5.5.



Ryc. 5.5. Zdeformowane uzwojenie dolnego napięcia transformatora typu OVET, 60 MVA, 110/31,5 kV
Źródło: Energo-Complex.

Pamiętać należy także o tym, że na kształt krzywej odpowiedzi częstotliwościowej wpływ mają dodatkowe czynniki, takie jak stan i obecność medium izolacyjnego, położenie przełącznika zaczepów, stan i geometria wyprowadzeń, poprawność uziemienia kadzi i rdzenia, rodzaj izolatorów przepustowych i inne. Czynniki te omówione zostały bardziej szczegółowo w innych rozdziałach.

Na podstawie przedstawionych informacji można stwierdzić, że bezpośrednia interpretacja wyników oparta na ich graficznej prezentacji jest możliwa tylko w przypadkach ewidentnych, gdy deformacja jest znaczna. Na potrzeby bardziej precyzyjnej analizy konieczne jest zebranie bazy danych pomiarowych, zebranie doświadczeń z niepewnych przypadków pomiarowych poddanych złomowaniu lub inspekcjom wewnętrznym lub wykorzystanie dodatkowych narzędzi. Można do nich zaliczyć między innymi różnego rodzaju algorytmy do oceny wyników (więcej na temat algorytmów zob. rozdz. 9). Abstrahując od ich skuteczności, algorytmy do poprawnej analizy wymagają poprawnych danych wejściowych; nie będą miarodajne w przypadku błędnych pomiarów lub braku materiału porównawczego.

W czasie inspekcji wewnętrznych i oględzin jednostek poddanych remontom lub złomowaniu można uzyskać cenne informacje, pod warunkiem że jednostka taka miała wcześniej stwierdzone potencjalne deformacje metodą FRA. W związku z tym liczba takich przypadków możliwych do analizy jest ograniczona, doniesienia literaturowe są na ten temat bardzo nieliczne.

Innym podejściem jest wykonanie kontrolowanych deformacji w uzwojeniach i rejestracja danych FRA i tym samym uzyskanie korelacji pomiędzy defektem a zmianami w odpowiedzi częstotliwościowej. W literaturze spotyka się zazwyczaj opis prób deformacyjnych wykonywanych na pojedynczych uzwojeniach [86, 119]. Autor tej pracy zorganizował i opracował wiele eksperymentów deformacyjnych – zarówno na pojedynczych uzwojeniach, jak i na kompletnych transformatorach, w szerokim zakresie gabarytów jednostek, dotyczących autotransformatora o mocy 160 MVA włącznie (więcej informacji o kontrolowanych deformacjach zob. rozdz. 6).

Inne możliwości stwarza – wspomniane już – wykorzystanie technik modelowania komputerowego do odwzorowania odpowiedzi transformatorów wraz z symulowanymi różnymi defektami w uzwojeniach. Tematyka modelowania przedstawiona została w rozdziale 8.

6. Pomiary metodą FRA w warunkach kontrolowanych deformacji

Jednym z kierunków badań, mających na celu ułatwienie interpretacji wyników pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej uzwojeń transformatorów, jest przeprowadzanie eksperymentów w warunkach kontrolowanych deformacji. Mają one na celu bezpośrednie powiązanie odkształcenia lub zwarcia w uzwojeniu ze zmianą w kształcie krzywej FRA. Mimo że podejście takie wydaje się dość oczywiste, pomiary deformacyjne są realizowane bardzo rzadko ze względu na konieczność „zniszczenia” transformatora. Dlatego jednym z głównych problemów metody FRA jest brak danych eksploatacyjnych weryfikujących pomiary odpowiedzi częstotliwościowej. Sporadycznie w praktyce przemysłowej wykonywane są inspekcje wewnętrzne na potrzeby metody FRA lub zaplanowane rozbiórki transformatorów z analizą stanu uzwojeń wewnętrznych, ponieważ właściciele transformatorów i zakładów złomujących lub naprawczych nie chcą powodować opóźnień w procesie wymiany lub naprawy transformatora, nie mają też kadry, która mogłaby przeprowadzić analizę stanu mechanicznego i zarejestrowanej odpowiedzi częstotliwościowej.

W niektórych przypadkach pomocne mogą być pomiary wykonane na jednostkach, poddawanych remontom lub złomowaniu, w których stwierdzono deformacje, jednak i takie dane publikowane są bardzo rzadko. Przykładowy eksperyment uwzględniający jedynie niewielki zakres deformacji, wykonany na małym transformatorze o mocy 100 kVA, oraz wyniki udokumentowanych deformacji, z jednostek 100 kVA, oraz 440 MVA przedstawiono w pracy Rydera [120], jednak bardziej jako ciekawostkę niż podstawę głębszej analizy. Proste przesunięcia poosiowe dla pojedynczego uzwojenia 6,6 kV opisano wraz z wynikami pomiarów w publikacji [86], również bez dalszych analiz.

Innym problemem dotyczącym pomiarów deformacyjnych jest brak wiedzy na temat uniwersalności uzyskanych wyników. Na ile wnioski wyciągnięte z pomiarów na jednej jednostce mogą być stosowane w przypadku innego transformatora, zwłaszcza przy innych gabarytach czy konstrukcji? Aby odpowiedzieć na to pytanie konieczne jest wykonanie pomiarów w warunkach kontrolowanych deformacji na wielu jednostkach. Autor przeprowadził badania na kilku transformatorach różnych mocy i konstrukcji; wybrane wyniki i wnioski zostały przedstawione poniżej.

Prezentowane badania opierają się na stopniowym symulowaniu różnych defektów w uzwojeniach lub rdzeniu transformatora, o różnej ich skali i lokalizacji. Każdorazowo rejestrowana była odpowiedź częstotliwościowa, która po porównaniu z pomiarem referencyjnym ukazywała rzeczywisty wpływ deformacji lub zwarcia na postać mierzonej odpowiedzi. Pomiary przeprowadzane były na jednostkach pochodzących z przemysłu, a przeznaczonych do złomowania lub remontu. Badania prowadzono w zakładach naprawczych transformatorów, w firmie złomującej transformator, na terenie stacji elektroenergetycznej podczas złomowania

dużej jednostki oraz w laboratorium na pozyskanych specjalnie w tym celu transformatorach i uzwojeniach. Te ostatnie umożliwiły wykonanie dokładnych analiz opartych na wynikach, wykonywanych sukcesywnie na całych uzwojeniach przy wielu konfiguracjach pomiarowych.

Eksperymenty przeprowadzane na jednostkach w warunkach przemysłowych oparte były na badaniu uzwojenia górnego napięcia, które nawinięte jest na zewnątrz danej kolumny i ma bogatszą odpowiedź częstotliwościową, z większą liczbą rezonansów, a tym samym umożliwia dokładniejszą identyfikację zmian charakterystycznych części krzywej FRA. Na potrzeby eksperymentu transformatory zazwyczaj miały spuszczonej olej, niektóre miały wyciągniętą część aktywną z kadzi, inne badane były w oryginalnej kadzi wraz z izolatorami przepustowymi; jedna jednostka była typu suchego (o izolacji powietrznej) i badana była w oryginalnej obudowie. Jeden eksperyment przeprowadzono, umieszczając część aktywną po każdej deformacji z powrotem w kadzi napelnionej olejem i skręcając całość do stanu pierwotnego. Wpływ braku oleju jest znany; opisany został w rozdziale 5. Brak izolatorów przepustowych wpływa na zakres wysokich częstotliwości – ok. 1 MHz. Z kolei brak kadzi wpływa w większym stopniu na odpowiedź częstotliwościową. Skutkuje on zmianą głównej pojemności doziemnej oraz brakiem ekranu. Jednak w każdym przypadku przebiegi rejestrowane były na transformatorze kompletnym, następnie po wyciągnięciu części aktywnej z kadzi, co umożliwiło określenie wpływu jej obecności na przebiegi, na końcu odnoszono te wyniki do rejestracji przy różnych deformacjach.

Autor przeprowadził także badania deformacyjne na pojedynczym uzwojeniu transformatora 800 kVA, które uzupełnił pomiarami z dołączanymi do uzwojenia elementami rezystancyjnymi i pojemnościowymi. Analiza tych wyników umożliwiła identyfikację parametrów uzwojenia zmieniających się wraz z daną deformacją, co okazało się szczególnie pomocne przy późniejszym modelowaniu komputerowym.

Prezentowane wyniki dobrano w taki sposób, by zilustrować najczęściej występujące uszkodzenia i defekty w części aktywnej transformatorów, przedstawione w rozdziale 2. W tabeli 6.1 zestawiono oznaczenia uszkodzeń oraz transformatory poddane badaniom w warunkach kontrolowanych deformacji.

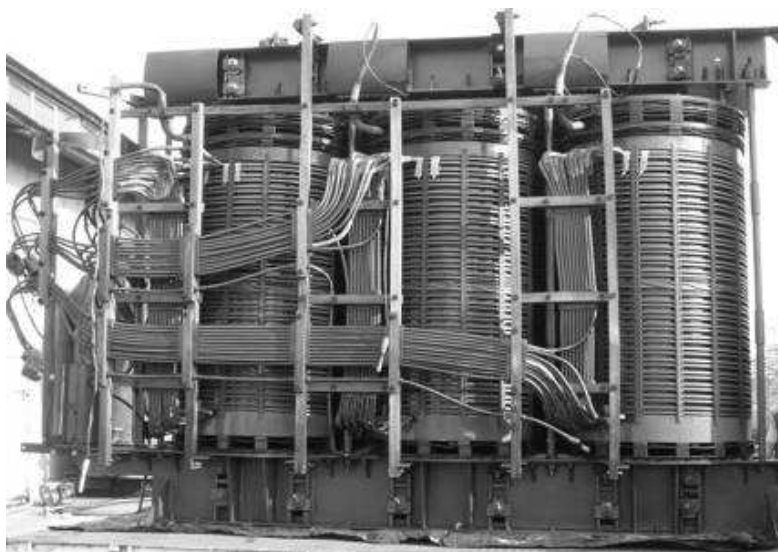
Tabela 6.1. Zestawienie defektów i uszkodzeń części aktywnej transformatorów z badanymi jednostkami

Oznaczenie uszkodzenia	Badany transformator (numer rozdziału)
Def-Uzw-Prasowanie	transformator A: 16 MVA, 110/15 kV (6.1)
Def-Uzw-Zgrubne	transformator A: 16 MVA, 110/15 kV (6.1) transformator D: autotransformator 160 MVA, 220/110/15,75 kV (6.4)
Def-Uzw-Poosiowe	transformator A: 16 MVA, 110/15 kV (6.1) transformator B: 800 kVA, 6,3/0,4 kV (6.2) transformator D: autotransformator 160 MVA, 220/110/15,75 kV (6.4) transformator E: 800 kVA, 15/0,4 kV (6.5) uzwojenie górnego napięcia z transformatora B (6.6)
Def-Uzw-Promieniowe	transformator A: 16 MVA, 110/15 kV (6.1) transformator B: 800 kVA, 6,3/0,4 kV (6.2) uzwojenie górnego napięcia z transformatora B (6.6)
Def-Uzw-Zwarcie	transformator B: 800 kVA, 6,3/0,4 kV (6.2) transformator C: 20 MVA, 15,75/6,3/6,3 kV (6.3)
Def-Rdzeń	transformator B: 800 kVA, 6,3/0,4 kV (6.2)

Szczegóły każdego eksperymentu opisano poniżej. W każdym przypadku wykresy przygotowano w taki sposób, by przedstawiały interesujące zakresy częstotliwości, co oznacza, że prezentują one tylko fragment zarejestrowanej krzywej, przy założeniu, że w pozostałych zakresach nie pojawiły się różnice pomiędzy analizowanymi przebiegami. Przy opisie eksperymentów i wyników podano oznaczenia uszkodzeń, zgodnie z powyższą tabelą.

6.1. Transformator A: 16 MVA, 110/15 Kv

Pierwszym obiektem badań był trójfazowy transformator, o mocy 16 MVA i napięciach 110/15 kV. Transformator ten przeznaczony został do złomowania; pomiary przeprowadzono w zakładzie rozbiórkowym. Jednostka w momencie przeprowadzania badań pozbawiona była tabliczki znamionowej, w związku z czym jej dokładny typ nie jest znany. Była to najprawdopodobniej jednostka produkcji radzieckiej z 70 lat XX wieku. Uzwojenia strony górnej połączone były w gwiazdę, a strony dolnej – w trójkąt. Część aktywną transformatora wyciągnięto z kadzi, aby móc dokonywać deformacji, dlatego podkreślić należy, że badania przeprowadzano na jednostce bez izolatorów przepustowych i bez oleju [30]. Transformator miał odłączony przełącznik zaczepów, a więc jego uzwojenia regulacyjne nie były galwanicznie połączone z pozostałymi uzwojeniami. Na rycinie 6.1 przedstawiono widok części aktywnej po wyciągnięciu z kadzi.

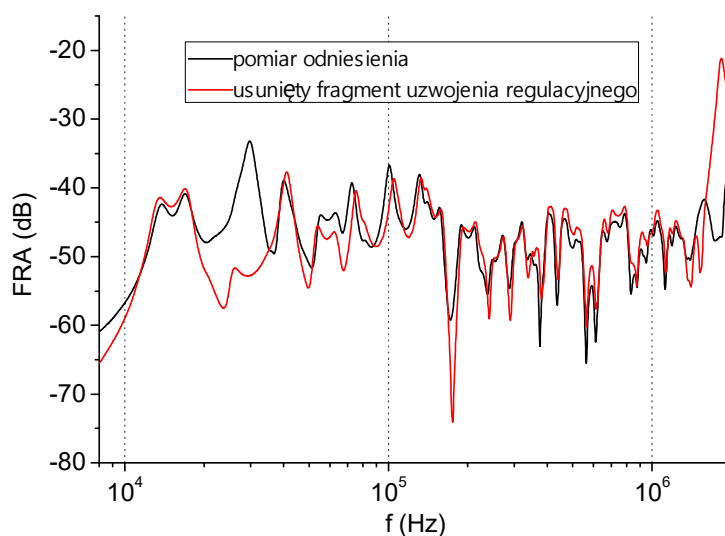


Ryc. 6.1. Część aktywna transformatora A przed badaniami w warunkach kontrolowanych deformacji

W trakcie badań wykonano deformacje poosiowe i promieniowe, a także zasymulowano zwarcia w uzwojeniach. Zbadano także wpływ obecności uzwojenia regulacyjnego na rejestrowane krzywe. Do badań wykorzystano miernik węgierskiej firmy B&C Diagnostics; w owym czasie był to jedyny miernik FRA w Polsce. Poza inną impedancją pomiarową, niż obecnie stosowane ($75\ \Omega$ zamiast $50\ \Omega$), o czym była już mowa w poprzednich rozdziałach, charakteryzował się on sporymi niedokładnościami pomiarowymi, przy dużych tłumieniach sygnału. W przypadku badanego obiektu przejawiało się to błędami w pomiarach pierwszego

rezonansu magnetycznego w układzie pomiarowym między końcami uzwojenia, przy stronie przeciwnej otwartej. Prezentowane wyniki rejestrowane były w takim właśnie układzie. Autor wykonywał także rejestracje w układzie ze stroną przeciwną zwartą, jednak nie wniosły one niczego do analizy, więc zostaną pominięte.

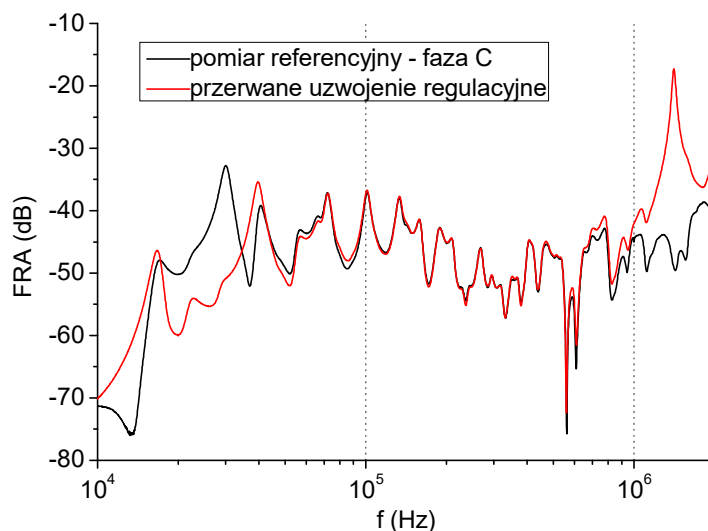
Pierwsze pomiary wykonano na uzwojeniach w stanie nienaruszonym, a następnie dokonano porównania pomiędzy fazami. Wykazało ono, iż uzwojenia transformatora nie były wcześniej odkształcone. Następnie usunięto prasowanie uzwojenia i powtórzono pomiary (Def-Uzw-Prasowanie). Okazało się, że zmiany w przebiegach są praktycznie niezauważalne; uzwojenie po usunięciu siły dociskowej nie rozprężyło się na tyle wystarczająco, by zmieniła się jego geometria. Wyniki te wykorzystano także jako odniesienie do kolejnej próby, którą był pomiar odpowiedzi częstotliwościowej po usunięciu części (ok. 1/3 wysokości) uzwojenia regulacyjnego, nawiniętego na zewnątrz uzwojenia wysokiego napięcia, które z kolei poddawane było deformacjom; stąd konieczność swobodnego dostępu do niego (Def-Uzw-Zgrubne). Wycięto także fragmenty tulei izolacyjnej (widok badanego uzwojenia przedstawiono na ryc. 6.4, 6.7 oraz 6.9). Wpływ usunięcia uzwojenia regulacyjnego jest bardzo wyraźny, co widać na ryc. 6.2. Zmiany poniżej 10 kHz wynikają z błędów pomiarowych, o których wspomniano w poprzednich rozdziałach. Duże różnice pomiędzy krzywymi obserwuje się w zakresie 20–40 kHz, w którym zmienił się całkowicie charakter układu. Jest to obszar odpowiedzialny za deformacje zgrubne i konstrukcję części aktywnej. Na różnice wpływ mają głównie zmiany pojemności pomiędzy uzwojeniami oraz sprzężenia indukcyjne. W wyższych zakresach częstotliwości również można zaobserwować zmiany, polegające głównie na zmianach w tłumieniu przebiegu, a także dużą różnicę powyżej 1 MHz.



Ryc. 6.2. Wpływ usunięcia fragmentu uzwojenia regulacyjnego na charakterystykę FRA

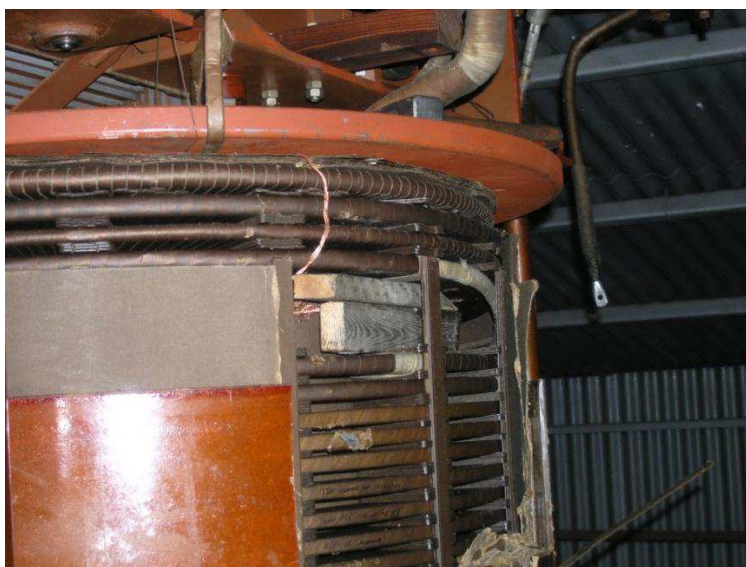
Podobny pomiar przeprowadzono na innej fazie części aktywnej, tym razem jednak uzwojenie regulacyjne pozostawiono w pierwotnym kształcie, odcięto jedynie jego wyprowadzenia (Def-Uzw-Zgrubne). Wyniki (ryc. 6.3) zbliżone są do wyników z poprzedniej próby – również wystąpiła zmiana charakteru krzywej wynosząca ok. 20–40 kHz. Tym razem nie odnotowano jednak tak wyraźnych zmian w tłumieniu rezonansów w wyższych częstotliwościach. Można zatem wnioskować, iż sam fakt przerywania uzwojenia powoduje duże zmiany w przebiegu FRA w zakresie deformacji zgrubnych (10–100 kHz), zaś zmiany

tłumienia w wyższych częstotliwościach są efektem wycięcia fragmentu uzwojenia regulacyjnego, a tym samym usunięcia lokalnych pojemności i sprzężeń indukcyjnych. Co ciekawe, wciąż widoczna jest duża zmiana (powyżej 1 MHz) odpowiedzialna w tym wypadku zapewne za sprzężenie pojemności równoległych wyprowadzeń uzwojeń.



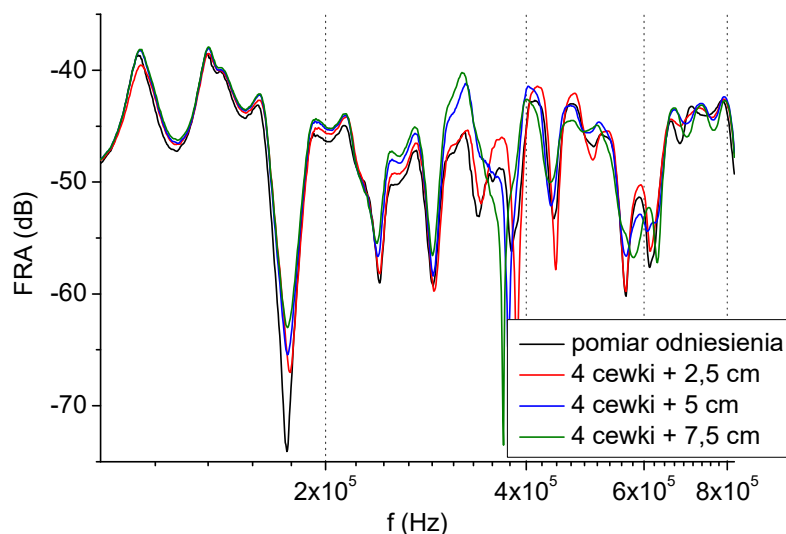
Ryc. 6.3. Wpływ przerywania uzwojenia regulacyjnego na charakterystykę FRA

Kolejnym etapem badań było wykonanie odkształceń poosiowych uzwojenia. Polegały one na przesuwaniu fragmentu uzwojenia w zmieniających się odstępach (Def-Uzw-Poosiowe). Odkształcane fragmenty to fragmenty 1, 2, 4 i 8 kompletnych cewek w odstępach 2,5, 5,0 i 7,5 cm. Otrzymano w ten sposób zbiór krzywych, w przypadku których dało się zaobserwować pewne charakterystyczne punkty i zakresy, w których występowały zmiany w przebiegach. Zmiany te rejestrowane dla kolejnych, coraz większych odkształceń, przebiegają w określonej kolejności, co potwierdza poprawne zidentyfikowanie obszarów charakterystycznych dla tego typu deformacji. Przykładową deformację przedstawiono na ryc. 6.4.



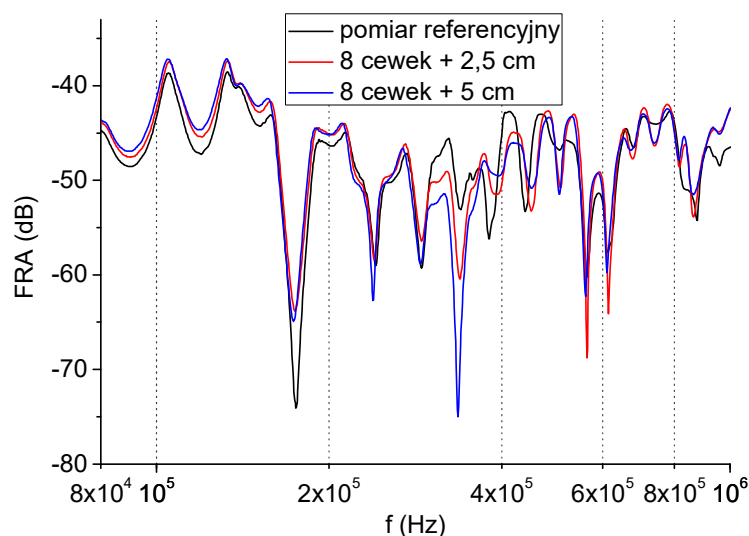
Rys. 6.4. Deformacja poosiowa, cztery górne cewki przesunięte o 7,5 cm w górę

Dwa przykłady wyników pomiarów zaprezentowano na ryc. 6.5 i 6.6. Na pierwszym z nich widoczne zmiany w charakterystykach FRA tego typu deformacji dotyczą głównie tłumienia; w przypadku niektórych rezonansów wynoszą one nawet ponad 10 dB. Zmiany te obejmują zakres od ok. 160 kHz do 800 kHz. Związane są one głównie ze zmianą pojemności równoległych pomiędzy uzwojeniami, stąd ich występowanie w tak szerokim zakresie. Dodatkowo przy częstotliwości ok. 390 kHz następuje przesunięcie rezonansu po częstotliwości. Zakres ten obejmuje zmiany w pojemności wzdłużnej związane ze zwiększającym się odstępem pomiędzy cewkami.



Ryc. 6.5. Wpływ deformacji poosiowej czterech cewek na zmiany w krzywych FRA

Także w drugim przykładzie różnice dotyczyły głównie zmian tłumienia, nawet o 15 dB; przesunięcie rezonansów w funkcji częstotliwości w tym wypadku wynosi od 390 kHz do 430 kHz. Interpretacja tych zmian jest analogiczna jak w poprzednim przypadku.



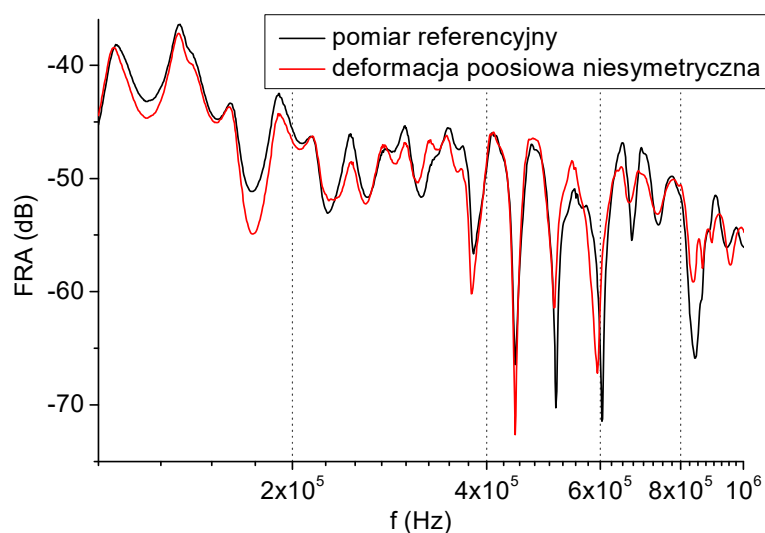
Rys. 6.6. Wpływ deformacji poosiowej ośmiu cewek na zmiany w krzywych FRA

W praktyce eksploatacyjnej szansa na wystąpienie symetrycznego odkształcenia jest niewielka, dlatego zdecydowano się na wykonanie odkształcenia skośnego, czyli odkształcenia poosiowego niesymetrycznego. Konieczne było w związku z tym usunięcie przekładek pomiędzy kolejnymi cewkami i zwiększenie odstępów pomiędzy nimi po jego przeciwnej stronie. Na rycinie 6.7 widać sposób realizacji tego odkształcenia.



Ryc. 6.7. Deformacja poosiowa niesymetryczna

Z kolei zarejestrowane przebiegi przedstawiono na ryc. 6.8. Obserwuje się zarówno znaczne zmiany wartości tłumienia rezonansów, jak i ich przesunięcie w pewnych zakresach (np. ok. 600 kHz), na co wpływ ma znaczna zmiana układu pojemności szeregowych i równoległych przy tego typu deformacjach. Zmiany w rejestracjach mają miejsce w tych samych charakterystycznych przedziałach częstotliwości, określonych dla odkształceń poosiowych symetrycznych, chociaż są generalnie mniejsze, ponieważ odstępów pomiędzy cewkami były zmienne, a na kształt przebiegu odpowiedzi częstotliwościowej wpływ miały lokalne wartości pojemności i sprzężeń indukcyjnych, które po obwodzie cewki były niejako uśrednione.



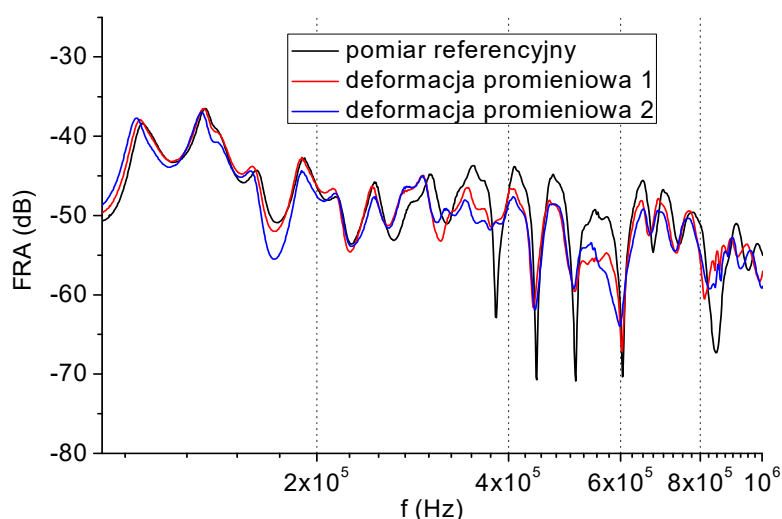
Ryc. 6.8. Wpływ niesymetrycznej deformacji poosiowej na zmiany w krzywych FRA

Kolejnym rodzajem deformacji były odkształcenia promieniowe. W przypadku rzeczywistego uzwojenia transformatora nie jest możliwe deformowanie go w sposób w pełni kontrolowany, możliwy do sparametryzowania. Deformacje te polegały więc na wygięciu uzwojeń w jedną stronę – najpierw w przypadku czterech cewek, a następnie ośmiu, poczynając od cewki piątej od góry; uzyskano w ten sposób dwa stopnie zniekształcenia (Def-Uzw-Promieniowe) – jeden z nich przedstawiono na ryc. 6.9.



Ryc. 6.9. Deformacja promieniowa ośmiu cewek

Także w tym wypadku część zmian w przebiegach wystąpiła w określonych wcześniej zakresach częstotliwości (ryc. 6.10).



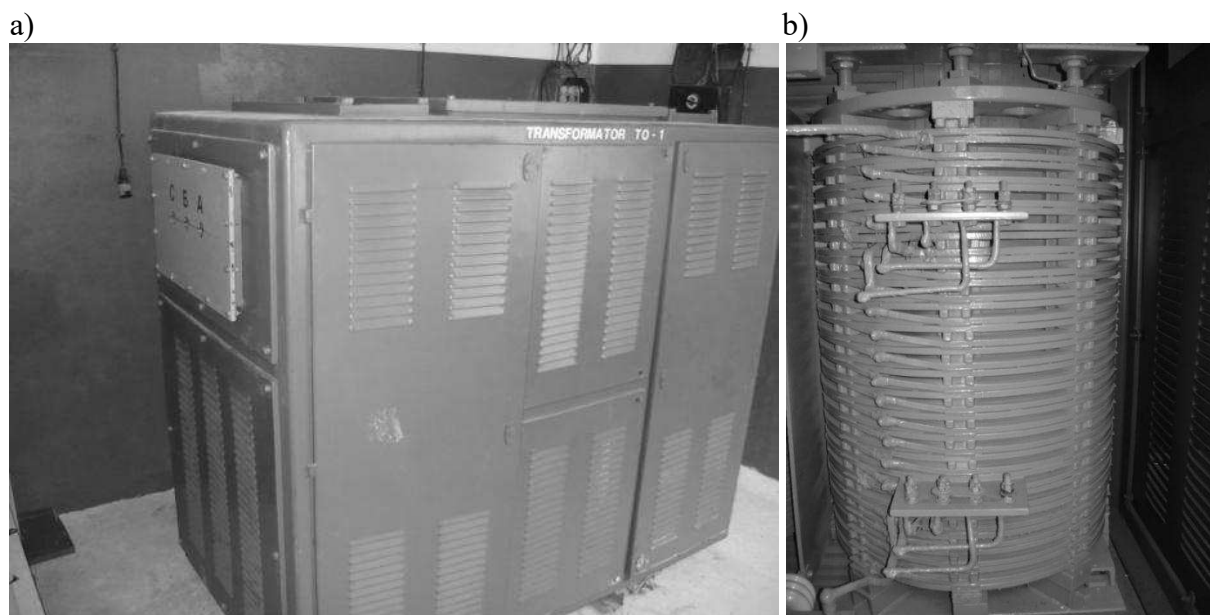
Ryc. 6.10. Wpływ deformacji promieniowej na zmiany w krzywych FRA

Jednakże charakter zmian był już inny – po deformacji niektóre lokalne rezonanse charakteryzowały się mniejszym tłumieniem, inne zaś większym. Kolejność ułożenia krzywych odpowiadała stopniowi deformacji, nie są to więc błędy pomiarowe. Zmiany te

występują w szerokim zakresie. Niestety, z powodu ograniczonej liczby danych pomiarowych i trudności w sparametryzowaniu deformacji nie jest możliwe dokładne powiązanie zmian w geometrii uzwojenia ze zmianami w krzywych FRA. Niemniej jednak odnotowano duży wpływ takich deformacji na odpowiedź częstotliwościową, zwłaszcza w zakresie 300–600 kHz.

6.2. Transformator B: 800 kVA, 6,3/0,4 kV

Drugi transformator poddany badaniom w warunkach kontrolowanych deformacji to jednostka o izolacji powietrznej i uzwojeniach pokrytych lakierem, typu T3Ch/D800/6, o mocy 800 kVA, napięciach 6,3/0,4 kV i grupie połączeń Dy5 (ryc. 6.11a). Transformator był do dyspozycji autora przez kilka miesięcy, co umożliwiło przeprowadzenie wielu pomiarów przy różnych deformacjach. Typ izolacji transformatora dodatkowo ułatwiał wykonanie takich badań, gdyż odstępy pomiędzy cewkami konstrukcyjnie były dość duże, a uzwojenia pracowały w naturalnych dla nich warunkach, co nie ma miejsca w przypadku badań na części aktywnej wyciągniętej z kadzi w przypadku transformatora olejowego. Rejestracje wykonywano w kilku konfiguracjach pomiarowych, co m.in. umożliwiło określenie czułości poszczególnych z nich na detekcję odkształceń w uzwojeniach [19], o czym więcej napisano w rozdziale 4. Ze względu na spójność z deformacjami przeprowadzanymi na innych jednostkach analizowane były tylko wyniki pomiarów w układzie pomiędzy końcami uzwojenia, przy stronie przeciwnej otwartej. Widok zewnętrzny obudowy oraz widok uzwojenia przedstawiono na ryc. 6.11. Na wstępie wykonano pomiary dla wszystkich faz, w różnych konfiguracjach i ustawieniach zaczepek uzwojenia górnego napięcia (widocznych na ryc. 6.11b), które wykazały, że jednostka jest w bardzo dobrym stanie mechanicznym. Do kolejnych badań ustawiono zaczepek w taki sposób, by można było włączyć wszystkie cewki w uzwojenie.



Ryc. 6.11. Transformator B: 800 kVA, 6,6/0,4 kV: a) widok zewnętrzny, b) uzwojenie górnego napięcia

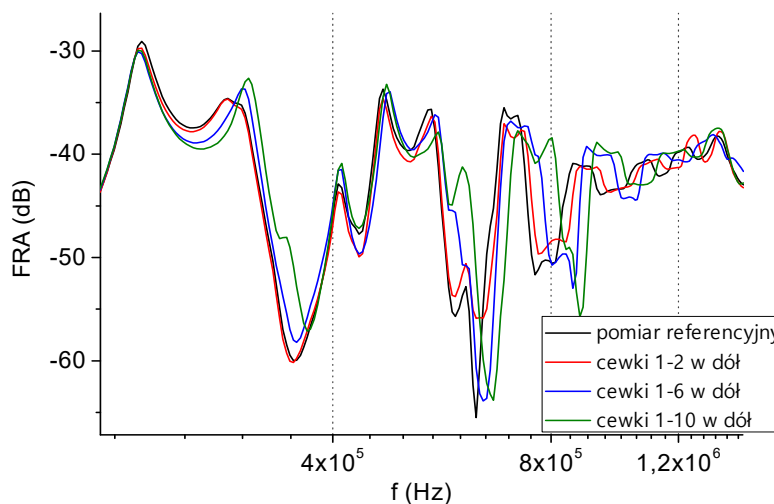
Pierwszą deformacją było poosiowe przesuwanie cewek ku górze (rozprężanie uzwojenia) oraz ku dołowi (ściskanie uzwojenia) (Def-Uzw-Poosiowe). Realizowano ją zarówno zmieniając odstęp tylko pomiędzy jedną parą cewek, przesuwać deformację wzdłuż uzwojenia, jak i w sposób kumulatywny, obniżając lub podnosząc coraz większą liczbę cewek. Innymi słowy, w pierwszym wypadku wprowadzano deformację polegającą na zmianie odstępu pomiędzy cewkami np. 1 i 2, następnie 2 i 3, przy czym odstęp między 1 i 2 cewką przywracano do stanu pierwotnego, itd. Na wykresach tę deformację oznaczono numerami cewek, pod którymi nastąpiło poosiowe przesunięcie, licząc od góry. W drugim przypadku zmieniano odstępy pomiędzy cewkami, nie doprowadzając poprzednich do stanu pierwotnego, uzyskując deformację dla cewek 1–2, 1–3, 1–4 itd. W taki też sposób oznaczono tę deformację na wykresach. Deformacje obu rodzajów przeprowadzano aż do połowy wysokości uzwojenia w kierunku w dół, zaś w kierunku w górę i w przypadku deformacji kumulatywnej ograniczeniem była ilość miejsca do jarzma rdzenia. Przykład odkształcenia poosiowego zaprezentowano na ryc. 6.12 – dwie pierwsze cewki (podwójne, liczone jako jedna cewka) uniesione zostały o 8 mm poprzez wsunięcie dodatkowych przekładek.



Ryc. 6.12. Przykładowa deformacja poosiowa – zwiększone odstępy między cewkami 1–2 oraz 2–3, o 8 mm każdy

Pierwszą deformacją poosiową poddaną analizie jest kumulatywne opuszczanie kolejnych cewek. Wyniki pomiarów przedstawiono na ryc. 6.13. Zaobserwować można duże zmiany w szerokim zakresie częstotliwości. W zakresie od ok. 250 kHz do 550 kHz są to głównie zmiany tłumienia, wynikające ze zmiany geometrii pomiędzy uzwojeniami transformatora górnym i dolnym. Przy częstotliwości od 550 kHz do ponad 1 MHz dominują przesunięcia przebiegów w stronę wyższych częstotliwości, ze zmianą charakteru odpowiedzi przy częstotliwości 600 kHz. Tego typu zmiany wynikają ze zmiany indukcyjności wzajemnych pomiędzy cewkami, które w tym wypadku zdecydowanie dominują nad zwiększającą się wraz ze zbliżaniem cewek pojemnością pomiędzy nimi. W przypadku, gdyby dominował

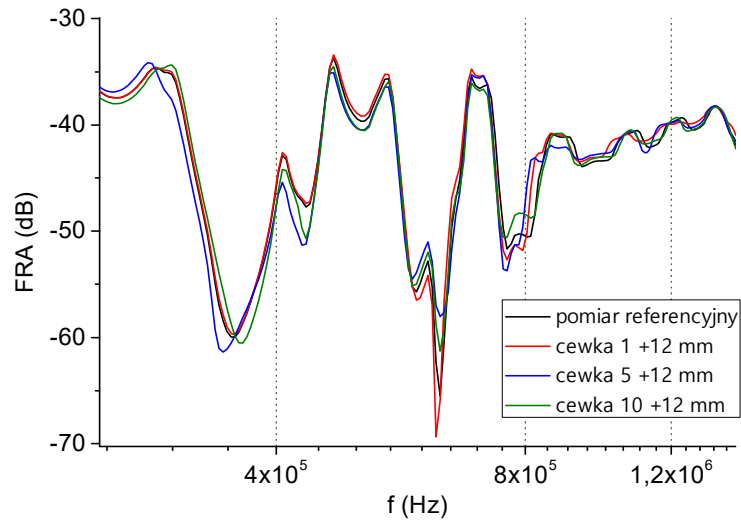
wpływ wzrostu pojemności, charakterystyka przesunęłaby się w stronę niższych częstotliwości. Jak widać, zmiana geometrii skutkuje zmianą wielu parametrów, co nie ułatwia analizy wyników. Niemniej jednak jest to ważny wniosek pomocny w interpretacji następnych wyników pomiarowych oraz w przygotowywaniu modeli komputerowych prezentowanych zjawisk.



Ryc. 6.13. Wpływ deformacji poosiowej – kumulatywnego zmniejszania odstępów między cewkami na odpowiedź częstotliwościową uzwojenia

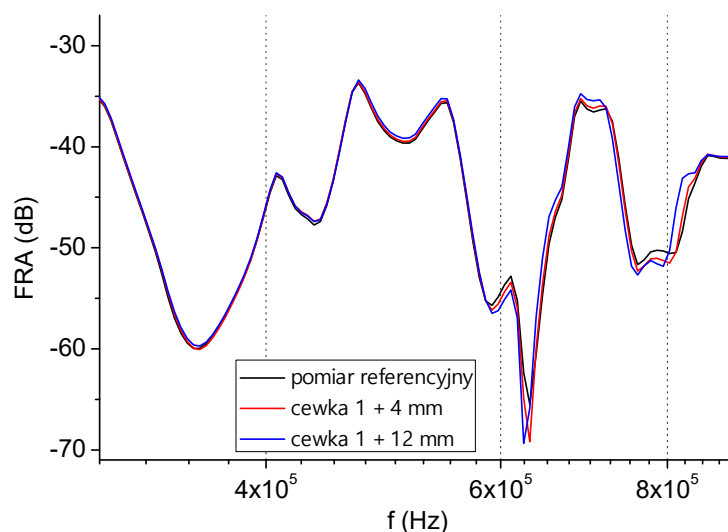
Na rycinie 6.14 przedstawiono wpływ przesuwania pojedynczej cewki w różnych punktach uzwojenia o tę samą odległość. Deformację wykonano poniżej cewki nr 1, nr 5 (1/4 wysokości uzwojenia) oraz nr 10 (ok. połowy wysokości). Każda deformacja spowodowała zmiany w charakterystyce w innym zakresie i w różny sposób. Wszystkie różnice widoczne są w zakresie od 250 kHz do ok. 1,2 MHz. Przy czym w przypadku rezonansów ok. 350 kHz i 450 kHz największe zmiany występują przy deformacji przy cewkach nr 5 i nr 10, zaś w zakresie ok. 600 kHz – przy najgłębszym rezonansie; wszystkie deformacje generowały duże zmiany. Co ciekawe, deformacja na górze uzwojenia (cewka nr 1) zmieniała tłumienie w przeciwnym kierunku od zmian w pozostałych cewkach. Z kolei od ok. 800 kHz zanikał wpływ deformacji pod cewką nr 10; pozostałe zmieniały kształt charakterystyki.

Porównanie wpływu takiej samej deformacji, umiejscowionej w różnych miejscach uzwojenia, na kształt charakterystyki odpowiedzi częstotliwościowej potwierdza złożoność zjawisk elektrycznych zachodzących w części aktywnej transformatora. Poza zmianą wartości lokalnych parametrów RLC wpływ na odpowiedź przy podobnych zmianach w różnych miejscach uzwojenia mają zmiany pojemności własnych do ziemi (rdzeń, kadź), dlatego deformacja cewki pierwszej generuje inne zmiany w rejestracjach. Powiązanie deformacji w różnych miejscach uzwojenia z różnymi zmianami kształtu krzywych mogłoby dać nadzieję na opracowanie narzędzi umożliwiających lokalizację deformacji, jednak w praktyce – zdaniem autora – wydaje się to niemożliwe. Wpływ zlokalizowania odkształcenia będzie zależał od konstrukcji uzwojenia, w związku z czym trudno oczekiwać powtarzalności. Dane te umożliwiają raczej stwierdzenie, że ta sama deformacja może w różny sposób ujawnić się w odpowiedzi.

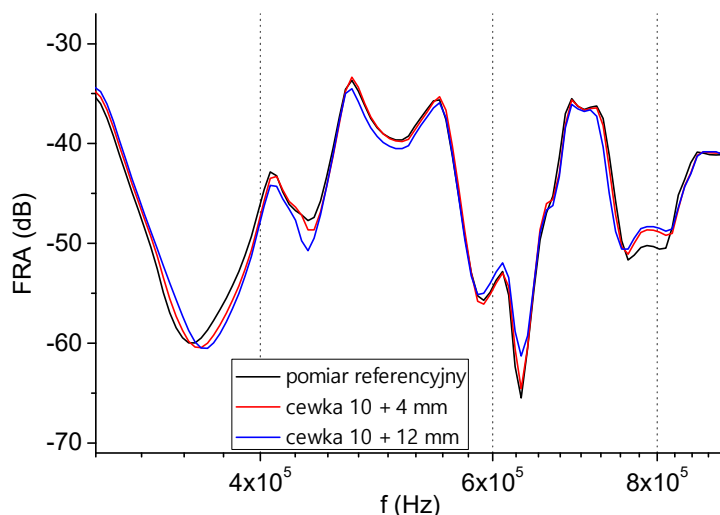


Ryc. 6.14. Wpływ deformacji poosiowej – zwiększenia pojedynczych odstępów między różnymi cewkami o 12 mm na odpowiedź częstotliwościową uzwojenia

Z tego powodu przeprowadzono deformację o różnej skali (poosiowe zwiększenie odstępów między cewkami o 4 i 10 mm), zlokalizowaną w tym samym miejscu – raz na górze uzwojenia (ryc. 6.15), a raz w jego połowie (ryc. 6.16). W obu przypadkach widoczne są zmiany w okolicach rezonansu ok. 620 kHz oraz ok. 800 kHz, jednak mają one odwrotny kierunek – w przypadku deformacji cewki górnej zwiększa się tłumienie, w przypadku cewki nr 10 – na odwrót. Dodatkowo w przypadku cewki nr 10 nastąpiło przesunięcie rezonansu ok. 370 kHz oraz zmiana tłumienia w zakresie od 350 kHz do ok. 500 kHz. Można to wytłumaczyć tym, że w przypadku takiej deformacji przesunięciu ulega de facto połowa uzwojenia (wszystkie cewki od 9 w górę), co oddziałuje na pojemności i sprzężenia indukcyjne pomiędzy uzwojeniami; stąd zmiany w zakresie odpowiadającym za deformacje „zgrubne”. Porównanie obu charakterystyk ujawnia również wpływ obu deformacji na zmiany w krzywych dla tych samych rezonansów w zakresie odpowiadającym za lokalne odkształcenia.



Ryc. 6.15. Wpływ deformacji poosiowej – zwiększenia odstępów po cewce nr 1 o 4 mm i 12 mm na odpowiedź częstotliwościową uzwojenia



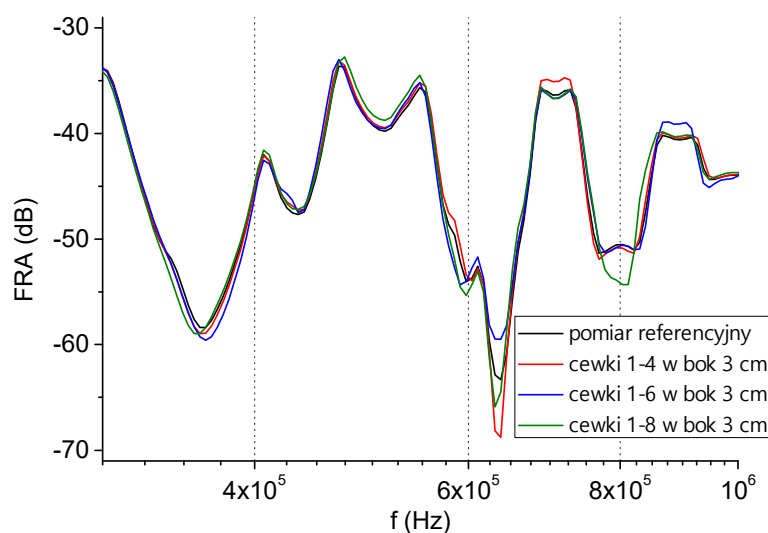
Rys. 6.16. Wpływ deformacji poosiowej – zwiększenia odstępów po cewce nr 10 o 4 mm i 12 mm na odpowiedź częstotliwościową uzwojenia

Innym rodzajem deformacji jest odkształcenie promieniowe. W przypadku badanego w laboratorium transformatora zostało ono zrealizowane poprzez przesuwanie całych cewek w bok, jednakże bez zmiany ich kształtu (Def-Uzw-Promieniowe). Autor wybrał taki sposób z dwóch powodów – po pierwsze, deformowanie poszczególnych cewek byłoby bardzo trudne ze względów mechanicznych i wymagałoby w praktyce demontażu transformatora, po drugie zaś, przesuwanie kompletnych cewek bez zmiany ich kształtu jest odwracalne, co umożliwiło wykonanie wielu prób; polegały one na rejestracji odpowiedzi częstotliwościowej przy przesuwanych pojedynczych cewkach oraz przy przesuwanych kolejnych cewkach w sposób kumulatywny. Przykład realizacji takiej deformacji w przypadku pojedynczej cewki zaprezentowano na ryc. 6.17.

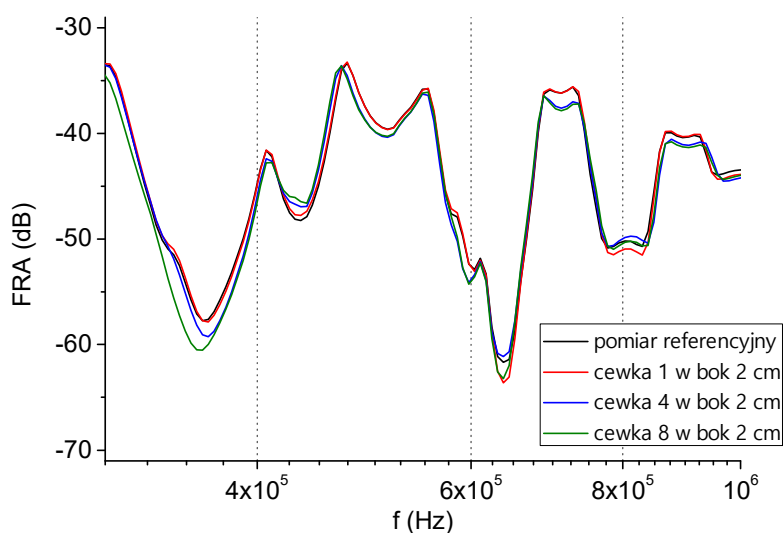


Ryc. 6.17. Przykładowa deformacja promieniowa – wysunięta cewka nr 2

Wyniki pomiarów przy deformacjach promieniowych przedstawiono na ryc. 6.18 i 6.19; są to odpowiednio przesunięcia kumulatywne oraz pojedynczych cewek. Deformacje promieniowe występują w praktyce częściej niż poosiowe; łatwiej dochodzi do wysunięcia, odchylenia lub wybrzuszenia fragmentu uzwojenia niż do rozprężenia całego uzwojenia. Taki rodzaj deformacji wpływa zarówno na parametry wzdłużne uzwojenia, jak i poprzeczne – pomiędzy uzwojeniami. Zmiany w odpowiedzi częstotliwościowej dla deformacji kumulatywnej widoczne są w zakresie od 350 kHz do ok. 1 MHz, przy czym szczególnie wpłynęły na rezonans ok. 620 kHz. Co więcej, każdy przypadek deformacji (odkształcani coraz większy fragment uzwojenia) wpłynął na charakterystykę w inny sposób przy wartościach powyżej 700 kHz; wtedy można zaobserwować na wykresie zmianę tłumienia odpowiednio dla linii czerwonej (ok. 700 kHz), zielonej (ok. 800 kHz) i niebieskiej (ok. 900 kHz). Pokazuje to, jak złożone zależności zachodzą pomiędzy uzwojeniami, co wpływa na utrudnioną interpretację. Podobne zmiany zachodziły w przypadku przesunięcia pojedynczych cewek, jednak wpłynęły one także (w przypadku cewek 4 i 8) na rezonans ok. 350 kHz.



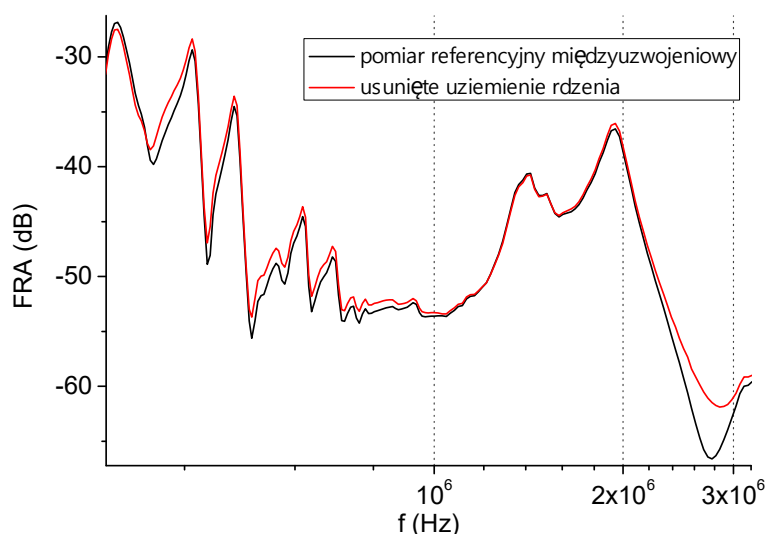
Ryc. 6.18. Wpływ deformacji promieniowej – kumulatywnego przesunięcia cewek w bok o 3 cm na odpowiedź częstotliwościową uzwojenia



Ryc. 6.19. Wpływ deformacji promieniowej – przesunięcia pojedynczych cewek w bok o 2 cm na odpowiedź częstotliwościową uzwojenia

Ogólny wniosek, płynący z deformacji uzwojeń na tym transformatorze, jest taki: nie jest możliwe bezpośrednie identyfikowanie rodzaju, skali i lokalizacji deformacji na podstawie wyników FRA. Różne deformacje generują zmiany w podobnych zakresach częstotliwości i całość zjawisk zależy bardziej od kształtu krzywej przed deformacjami, czyli od liczby i położenia rezonansów, niż od obiektywnych czynników. Niemniej jednak wszystkie te deformacje spowodowały zauważalne różnice w przebiegach, w zakresach częstotliwości zdefiniowanych wcześniej jako deformacje zgrubne i lokalne; dlatego opracowanie odpowiednich metod oceny wyników FRA umożliwi ogólną ocenę stanu mechanicznego uzwojenia.

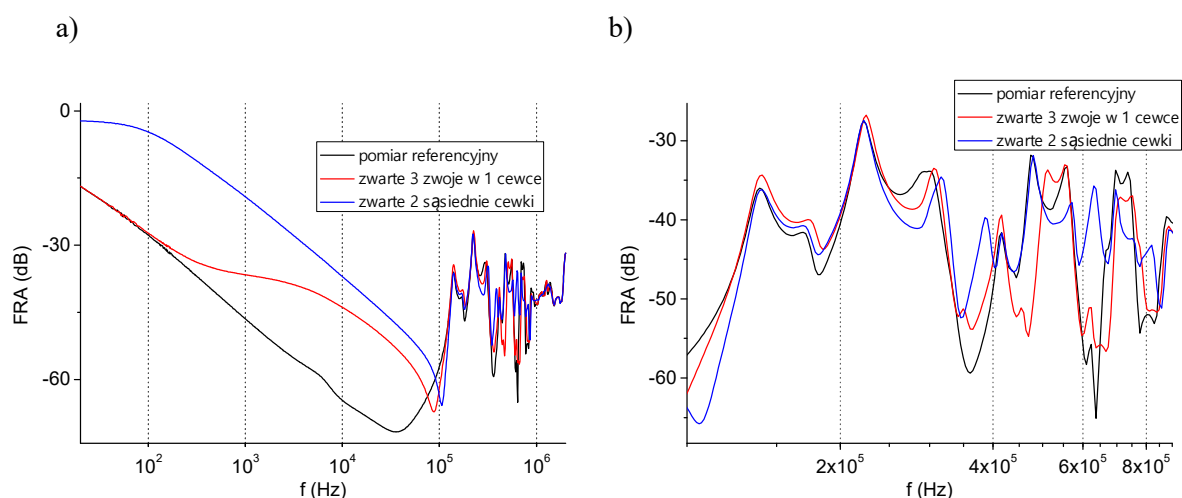
Innym problemem przy okazji prób na transformatorze B było sprawdzenie wpływu uziemienia rdzenia na rejestrację odpowiedzi częstotliwościowej (Def-Rdzeń). Uszkodzenie uziemienia spowodowało widoczne zmiany w układzie pomiarowym międzyuzwojeniowym – ryc. 6.20; widoczne są one od częstotliwości ok. 350 kHz do 1 MHz i skutkują głównie zmianą tłumienia, a także przy ok. 2,7 MHz, gdy pojawia się bardzo duża zmiana tłumienia. Ten drugi zakres w standardowych pomiarach nie zostałby zarejestrowany; norma zaleca rejestrację do 2 MHz, poza tym taki układ pomiarowy także nie jest zalecany jako pomiar podstawowy. Jak widać jednak, pomiar w innej konfiguracji, niż podstawowa, może dostarczyć dodatkowe informacje. Różnice w charakterystykach wynikają ze zmian w układzie pojemności doziemnych.



Ryc. 6.20. Wpływ usunięcia uziemienia rdzenia na odpowiedź częstotliwościową uzwojenia mierzoną w układzie międzyuzwojeniowym

Kolejnym problemem występującym w części aktywnej są zwarcia w uzwojeniach o różnej skali. Metoda FRA, jak już wspomniano, jest bardzo czuła na ten rodzaj awarii, a szczególnie pomiar standardowy (pomiędzy końcami uzwojenia) w zakresie niskich częstotliwości, w których objawia się wpływ obwodu magnetycznego. W badanym transformatorze zasymulowano różnego rodzaju zwarcia – od zwarć sąsiednich zwojów w cewce, poczynając od 2 do 8, aż po zwarcie sąsiednich cewek, także w różnej liczbie (Def-Uzw-Zwarcie).

Przykładowe wyniki przedstawiono na ryc. 6.21. Zaprezentowano zarówno cały przebieg odpowiedzi częstotliwościowej, jak i powiększony fragment wyższych częstotliwości. Zauważyć można wspomniany już duży wpływ zwarć na zakres niskich częstotliwości (do 100 kHz). Już nawet zwarcie trzech sąsiednich zwojów skutkuje bardzo dużymi zmianami w charakterystyce. Jednocześnie zwarcia generują wyraźne zmiany przy wyższych częstotliwościach. Jednak, podobnie jak w przypadku poprzednich pomiarów, różnice w przebiegach w tych zakresach nie występują w sposób wystarczająco systematyczny, by można było określić w bezpośredni sposób lokalizację bądź skalę zwarcia. O obecności zwarcia świadczą zmiany przy niskich częstotliwościach i to na podstawie ich skali oraz różnic pomiędzy krzywymi przy wyższych częstotliwościach można szacować skalę zwarcia.



Ryc. 6.21. Wpływ zwarć w uzwojeniu na odpowiedź częstotliwościową uzwojenia: a) widok całego zakresu częstotliwości, b) powiększony fragment powyżej 100 kHz

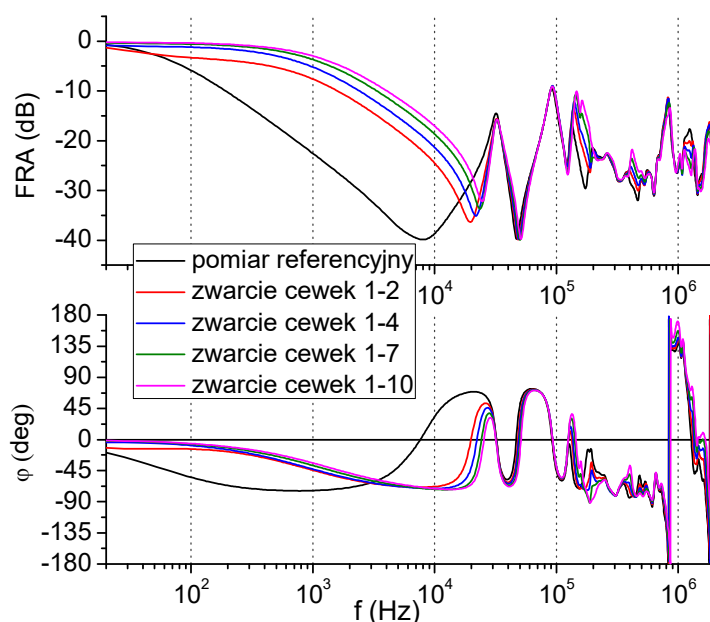
6.3. Transformator C: 20 MVA, 15,75/6,3/6,3 kV

Trzecim badanym transformatorem była trójzwojeniowa jednostka typu TRDT20000/20, o mocy 20 MVA i napięciach 15,75/6,3/6,3 kV. Była ona przeznaczona do kompleksowego remontu, co umożliwiło – dzięki współpracy autora z PKE S.A. Elektrownia Łaziska – wykonanie badań deformacyjnych. Przeprowadzono je w zakładach remontowych transformatorów w Lublińcu (TurboCare), bez kadzi, a więc i bez oleju i izolatorów przepustowych. Widok części aktywnej przedstawiono na ryc. 6.22. Ze względu na ograniczony czas i możliwości techniczne próby polegały na ingerencji w zewnętrzne warstwy uzwojenia. Niestety, okazało się, że jednostka ta ma uzwojenie górnego napięcia nawinięte w środku, pomiędzy dwoma uzwojeniami napięcia dolnego, co uniemożliwiło dostęp do niego. Jednocześnie ograniczone możliwości odkształcania zewnętrznego uzwojenia napięcia dolnego wpływały tylko w stopniu minimalnym na zmiany w rejestrowanych krzywych. Autor skoncentrował się więc na uszkodzeniach polegających na dokonywaniu zwarć w zewnętrznym uzwojeniu [26] (Def-Uzw-Zwarcie).

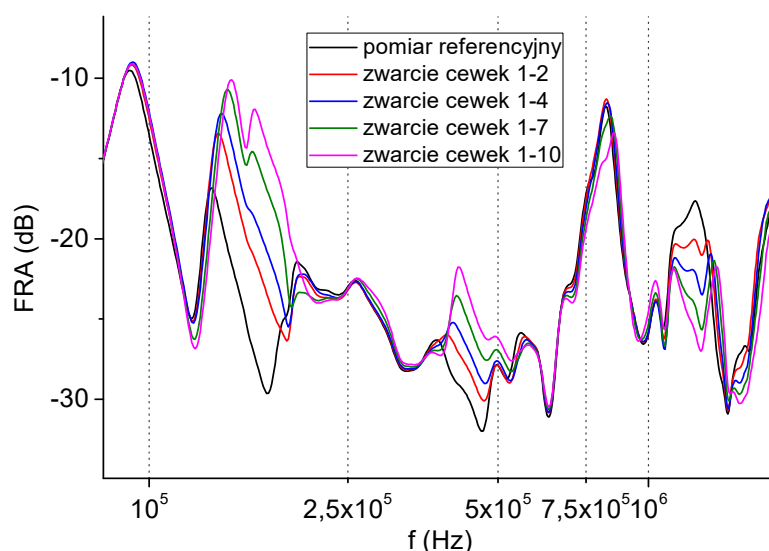


Ryc. 6.22. Część aktywna transformatora C, 20 MVA, 15,75/6,3/6,3 kV

Zwierane były coraz większe fragmenty uzwojenia, co umożliwiło uzyskanie wyników ukazujących wyraźny wpływ zwarcia na kształt charakterystyki odpowiedzi częstotliwościowej. Przebieg dla całego zakresu częstotliwości, tłumienie oraz przesunięcie fazowe przedstawiono na ryc. 6.23. Z kolei na ryc. 6.24 zaprezentowany został powiększony fragment dla częstotliwości powyżej 100 kHz. Zgodnie z oczekiwaniami zwarcia skutkują bardzo wyraźnym przesunięciem krzywych FRA ku górze w zakresie niskich częstotliwości, odpowiadającym za obwód magnetyczny. Już najmniejsza skala zwarcia generuje wyraźne zmiany; następne krzywe układają się po kolei. Podobny efekt można zaobserwować w przypadku charakterystyki kąta fazowego – przesunięcie pierwszego głównego rezonansu powiązane jest z przesunięciem punktu przejścia przez zero charakterystyki kąta. Można zatem wywnioskować, iż nawet niewielkie zwarcie w uzwojeniu będzie wyraźnie widoczne w zakresie niskich częstotliwości; kolejne rozszerzanie zwarcia na kolejne cewki daje zmiany relatywnie niewielkie. Związane jest to z tłumieniem strumienia i zmianą wartości głównej indukcyjności określającej wraz z główną pojemnością uzwojenia, a także z położeniem i tłumieniem pierwszego rezonansu. Różnice występują także w przypadku wyższych częstotliwości; w przypadku tego uzwojenia są to fragmenty w zakresach częstotliwości: 150–200 kHz, 400–500 kHz oraz powyżej 1 MHz, w których dochodzi do interakcji sprzężeń indukcyjnych zwartych fragmentów z pozostałym układem uzwojenia. Również w tych przypadkach zmiany następują odpowiednio wraz ze wzrostem skali zwarcia. Informację zawartą w tych zakresach częstotliwości, po zidentyfikowaniu faktu wystąpienia zwarcia w niższych częstotliwościach, można wykorzystać do próby określenia jego skali. Wymaga to jednak weryfikacji wyników badań wynikami pochodzącymi z innych jednostek. Uzyskano natomiast informację na temat interakcji zjawisk elektromagnetycznych fragmentów uzwojenia w wyższych zakresach częstotliwości.



Ryc. 6.23. Wpływ zwarć pomiędzy cewkami na odpowiedź częstotliwościową transformatora C, tłumienie oraz przesunięcie fazowe



Ryc. 6.24. Wpływ zwarć pomiędzy cewkami na odpowiedź częstotliwościową transformatora C, zakres średnich i wysokich częstotliwości

6.4. Transformator D: autotransformator 160 MVA, 220/110/15,75 kV

Czwartą jednostką wykorzystaną do eksperymentów deformacyjnych był duży autotransformator systemowy, typu RTdxP 220/110/15,75 kV, 160 MVA, który poddany został złomowaniu na stacji elektroenergetycznej w Morzyczynie pod Szczecinem. Dzięki nawiązaniu współpracy autora z PSE S.A. możliwe było wykonanie w trakcie demontażu transformatora badań deformacyjnych. Pomiary FRA przeprowadzono na jednostce najpierw w stanie kompletnym, z olejem, następnie po spuszczeniu oleju; kolejne rejestracje przeprowadzono po demontażu przełącznika zaczepów przy deformacjach wykonywanych na uzwojeniu

górnego napięcia (szeregowym). Umożliwiło to określenie czynników wpływających na odpowiedź częstotliwościową tak dużej jednostki. Pomiary deformacyjne wykonywane były przy części aktywnej zainstalowanej w kadzi, z oryginalnymi izolatorami przepustowymi. Dostęp do uzwojenia możliwy był wewnątrz kadzi poprzez przedział, w którym zainstalowano przełącznik zaczepów; zapewniło to wierne odwzorowanie warunków normalnej pracy – jedyne różnice polegały na braku oleju, odłączonym przełączniku zaczepów i deformacjach wprowadzanych do uzwojeń. Na rycinie 6.25 przedstawiono widok kompletnej jednostki podczas pierwszych pomiarów referencyjnych.



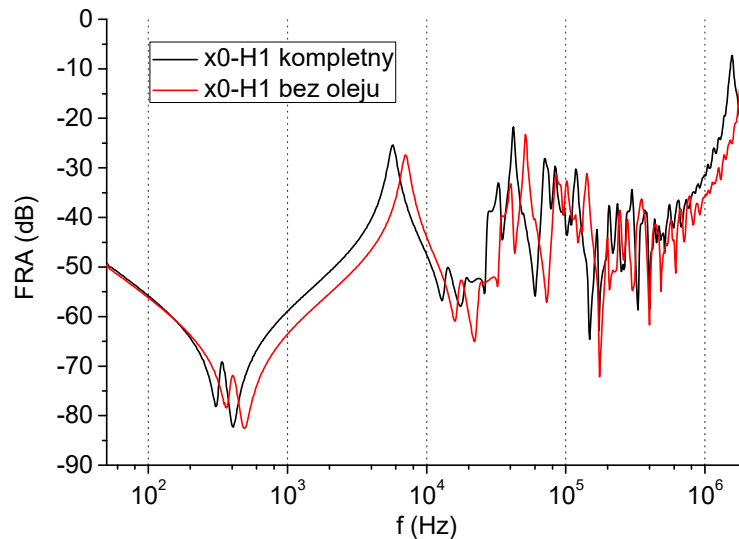
Ryc. 6.25. Transformator D: RTdXP 220/110/15,75 kV, 160 MVA

Na rycinie 6.26 przedstawiono wpływ spuszczenia oleju na odpowiedź częstotliwościową autotransformatora. Pomiaru dokonano w układzie przepust zerowy – przepust górnego napięcia, czyli dla całego uzwojenia autotransformatora, wraz z kompletnym przełącznikiem zaczepów. Zauważyć można przesunięcie charakterystyki FRA w całym zakresie częstotliwości. Wynika to ze zmniejszenia się przenikalności elektrycznej ϵ ośrodka, w którym znajduje się część aktywna, co wpływa z kolei na zmniejszenie wartości pojemności i przesunięcie wszystkich częstotliwości rezonansowych w górę, zgodnie z zależnością [20]:

$$\frac{f_1}{f_2} = \frac{2\pi\sqrt{LC_2}}{2\pi\sqrt{LC_1}} = \sqrt{\frac{LC_2}{LC_1}} = \frac{1}{\sqrt{\epsilon_1/\epsilon_2}} \quad (6.1)$$

W prezentowanym przypadku stosunek częstotliwości dla każdego z rezonansów przed i po zmianie medium dielektrycznego $f_1 / f_2 = 0,8$, co przekłada się na zmianę stosunku przenikalności dielektrycznych przed zmianą i po zmianie na poziomie $\epsilon_1 / \epsilon_2 = 1,6$.

Współczynnik ten jest mniejszy od spodziewanej wartości stosunku przenikalności dielektrycznej oleju do powietrza na poziomie około 2,2, co związane jest z obecnością izolacji stałej, której względna przenikalność elektryczna $\varepsilon = 4,7 \dots 5,1$. Efekt ten jest typowy przy porównywaniu przebiegów zmierzonych w przypadku różnych mediów izolacyjnych, np. przy wymianie oleju mineralnego na olej pochodzenia roślinnego [101].



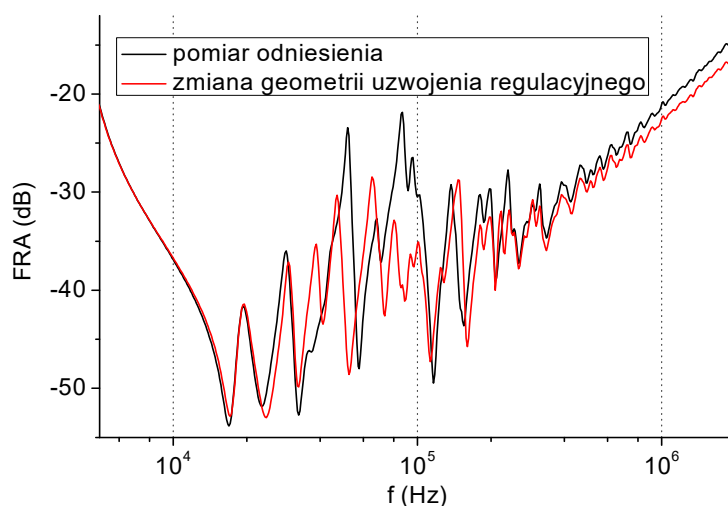
Ryc. 6.26. Wpływ zmiany medium izolacyjnego na odpowiedź częstotliwościową autotransformatora D

Celem badań deformacyjnych było określenie wpływu odkształceń w uzwojeniu wysokiego napięcia (uzwojeniu szeregowym) na zmiany rejestrowanych charakterystyk. W związku z tym usunięto fragment uzwojenia regulacyjnego (ryc. 6.27).



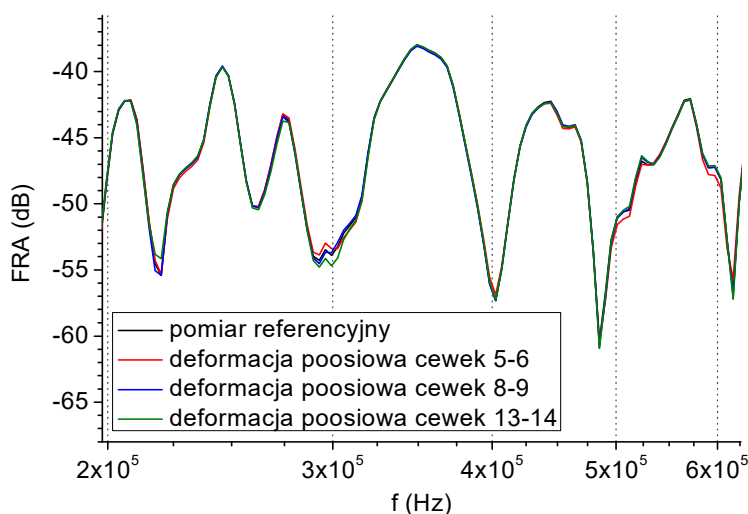
Ryc. 6.27. Przecięte uzwojenie regulacyjne autotransformatora D i widok uzwojenia wysokiego napięcia (szeregowego)

Przy okazji zaobserwowano wpływ geometrii tego uzwojenia na odpowiedź FRA (Def-Uzw-Zgrubne). Należy podkreślić, że przed przecięciem uzwojenia regulacyjnego nie było ono połączone z pozostałymi uzwojeniami, gdyż pomiary wykonano przy zdemontowanym przełączniku zaczeń (ze względu na dostęp do części aktywnej). Dlatego widoczne zmiany w odpowiedzi częstotliwościowej (ryc. 6.28) są związane nie z przerwą w obwodzie uzwojenia regulacyjnego, lecz z wpływem zmienionej geometrii oraz sprzężeń pomiędzy uzwojeniami regulacyjnym i szeregowym. Zmiany te widoczne są wyraźnie w zakresie od 30 kHz do około 200 kHz, powyżej tego zakresu następuje dodatkowo zmiana tłumienia.



Ryc. 6.28. Wpływ zmian w geometrii uzwojeń (zgrubnych) na odpowiedź częstotliwościową autotransformatora D

W dalszej części eksperymentu badano wpływ deformacji w uzwojeniu szeregowym na zmiany w rejestrowanych krzywych. Ze względu na ograniczenia czasowe eksperymentu możliwe było wykonanie takich deformacji jedynie na stosunkowo niewielkim fragmencie odsłoniętego uzwojenia (ryc. 6.27). Dlatego zdecydowano się na wykonanie podstawowych deformacji poosiowych poprzez umieszczanie klina pomiędzy sąsiednimi cewkami na trzech wysokościach uzwojenia – pomiędzy cewkami 5 i 6, 8 i 9 oraz 13 i 14 (Def-Uzw-Poosiowe). Wyniki pomiarów przy deformacjach poosiowych zaprezentowano na ryc. 6.29.

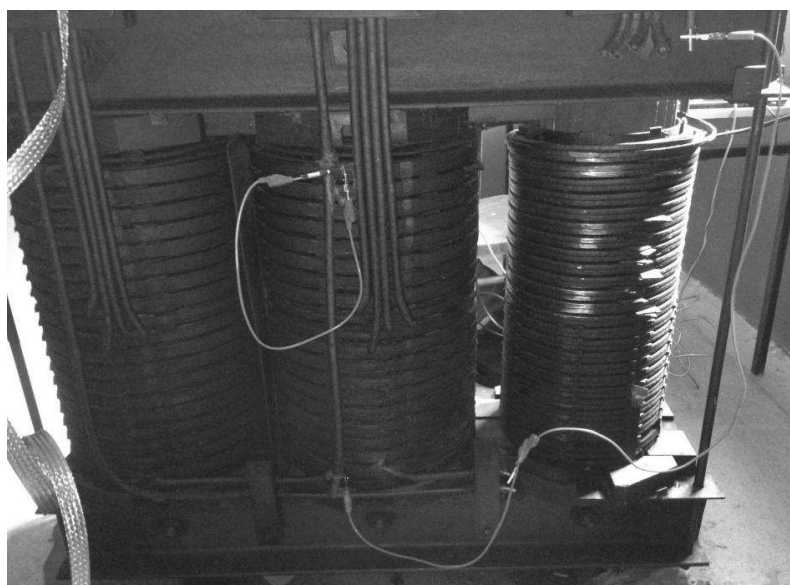


Ryc. 6.29. Wpływ deformacji poosiowych w uzwojeniu szeregowym na odpowiedź częstotliwościową autotransformatora D

Widoczne zmiany to głównie zmiany tłumienia rezonansów, ok. 225 kHz i 300 kHz, oraz niewielkie zmiany tłumienia przebiegów – w zakresie 500–600 kHz. We wszystkich przypadkach różnice osiągają maksymalnie tylko ok. 1 dB. Można zatem wnioskować, że w przypadku jednostek geometrycznie dużych lokalna deformacja – nawet znaczna (całkowite usunięcie przekładek i odgięcie fragmentu uzwojenia), ale w odniesieniu do całej konstrukcji stosunkowo niewielka – będzie trudna do detekcji. Deformacje wykonywane były na niewielkim wycinku kołowym uzwojenia ($< 30^\circ$) oraz dla niewielkich fragmentów w wysokości uzwojenia (maks. 15%). Dodatkowo z przeprowadzonego eksperymentu można wyciągnąć bardzo ważny wniosek dla praktyki pomiarowej, że w przypadku jednostek o dużych gabarytach niewielkie deformacje – będące zagrożeniem dla prawidłowej pracy transformatora – mogą pozostać niewykryte. W praktyce pomiarów przemysłowych różnice wynoszące 1–2 dB pozostałyby niezauważone lub pominięte, tym bardziej że błędy wynikające z pomiarów wykonanych w odstępach czasu, przy wykorzystaniu różnych przyrządów pomiarowych czy wręcz przy różnych wartościach temperatury otoczenia, mogą generować większe zmiany w przebiegach niż opisane deformacje.

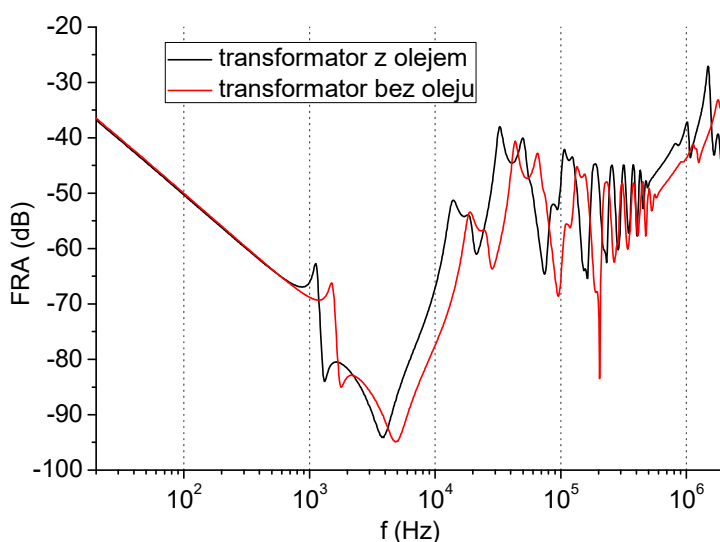
6.5. Transformator E: 800 kVA, 15/0,4 kV

Piątym transformatorem, poddanym badaniom w warunkach kontrolowanych deformacji, była trójfazowa jednostka olejowa o mocy 800 kVA i napięciach 15/0,4 kV; dokładny typ, z powodu braku tabliczki znamionowej, nie jest znany. Uzwojenie górnego napięcia połączone było w trójkąt, uzwojenie dolne – w gwiazdę. Część aktywną transformatora ustawiono w laboratorium i poddano szczegółowym badaniom. Uzyskano w ten sposób kilkaset krzywych, rejestrowanych w różnych konfiguracjach pomiarowych, dla różnych defektów symulowanych w uzwojeniach. Poniżej przedstawiono kilka najważniejszych przypadków, wpływających na interpretację wyników FRA. Widok części aktywnej przedstawiono na ryc. 6.30. Zdjęcie wykonano po usunięciu z jednej z kolumn uzwojenia górnego napięcia, w związku z czym widoczne są uzwojenia dolnej strony.



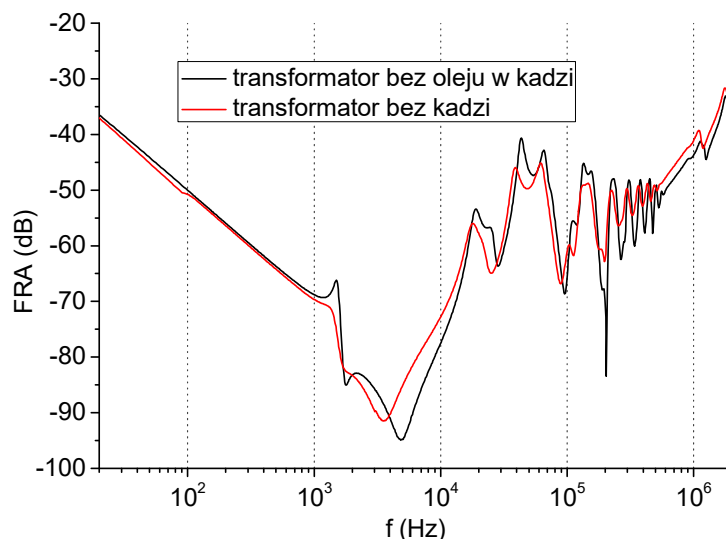
Ryc. 6.30. Część aktywna transformatora E: 800 kVA, 15/0,4 kV

Na rycinie 6.31 przedstawiono wpływ braku oleju na zmiany w odpowiedzi częstotliwościowej transformatora w kadzi, z oryginalnymi izolatorami przepustowymi. Podobnie, jak dla omówionego wcześniej autotransformatora D, zauważyć można przesunięcie charakterystyki w prawo w całym zakresie częstotliwości o taką samą wartość oraz niewielką zmianę tłumienia. Stosunek częstotliwości poszczególnych punktów przed i po przesunięciu krzywej wyniósł $f_1 / f_2 = 0,74$, czyli podobnie jak dla autotransformatora D. Można wnioskować zatem, iż przesunięcie po częstotliwości w przypadku zmiany medium izolacyjnego nie zależy od geometrii transformatora, mimo iż cała charakterystyka FRA dla mniejszej jednostki E przesunięta jest względem charakterystyki dużego autotransformatora D o dekadę w stronę wyższych częstotliwości (pierwszy rezonans pomiędzy 100 Hz a 1 kHz dla D oraz pomiędzy 1 kHz i 10 kHz dla E). Dodatkowo w obu przypadkach brak oleju nie wpłynął na pierwsze indukcyjne zbocze opadające, związane z główną indukcyjnością magnesującą, co potwierdza pojemnościowy charakter badanego zjawiska.



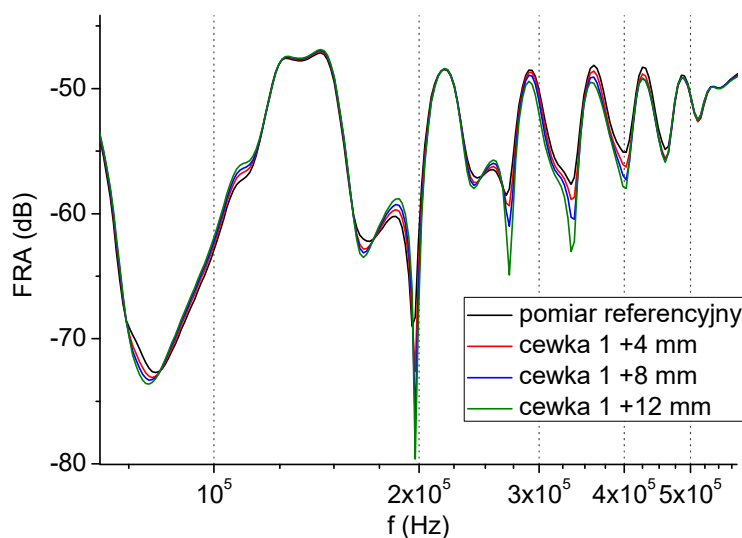
Rys. 6.31. Wpływ zmiany medium izolacyjnego na odpowiedź częstotliwościową transformatora E

Kolejna ryc. 6.32 obrazuje wpływ obecności kadzi podczas pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej na rejestrowane wyniki. Wieko, wraz z izolatorami przepustowymi, pozostało połączone z częścią aktywną. Wpływ kadzi sprowadza się do zmian w pojemnościach doziemnych i do ewentualnego ekranowania części aktywnej przed wpływem czynników zewnętrznych (np. w przypadku realizowania pomiarów w warunkach kontrolowanej deformacji bez kadzi, na terenie stacji elektroenergetycznej). Jak widać na rycinie, nastąpiło przesunięcie części rezonansów w kierunku niższych częstotliwości i zmiany w tłumieniu, jednak kształt krzywej nie uległ zasadniczym zmianom (nie zaniknęły one ani nie wystąpiły dodatkowe rezonanse). Oznacza to, iż metodologia wykonywania prób deformacyjnych na części aktywnej bez kadzi jest dopuszczalna. Wnioski uzyskane w ten sposób będą dotyczyły także kompletnych transformatorów. O wiele większy wpływ na kształt krzywej ma konstrukcja uzwojenia i geometria części aktywnej, stąd tak duże różnice kształtu krzywej FRA dla różnych transformatorów, nawet dla tych samych napięciach i mocy.



Ryc. 6.32. Wpływ obecności kadzi na odpowiedź częstotliwościową transformatora E

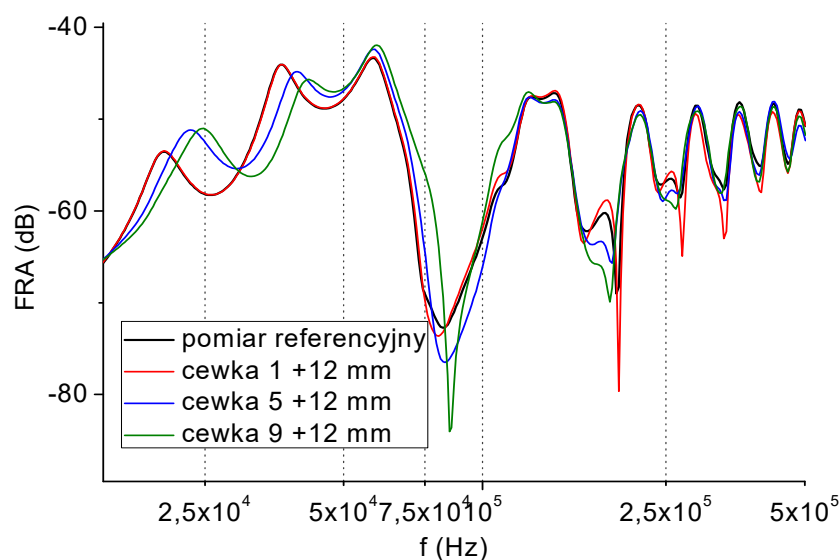
Na kolejnych dwóch rycinach przedstawiono wyniki prób deformacyjnych. Jak wspomniano powyżej, na opisywanej jednostce wykonano wiele systematycznych prób, polegających na powtarzaniu tych samych deformacji dotyczących kolejnych cewek lub grup cewek i na wykonywaniu pomiarów w kilku układach pomiarowych. Na rycinie 6.33 przedstawiono wpływ odkształcenia górnej cewki (poprzez zwiększenie odstępu do cewki nr 2) na kształt krzywej (Def-Uzw-Poosiowe).



Ryc. 6.33. Wpływ deformacji poosiowej cewki nr 1 na odpowiedź częstotliwościową

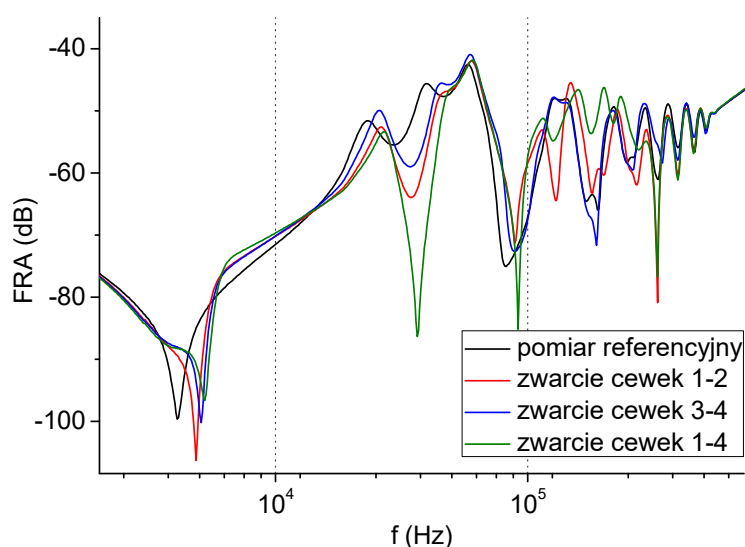
Różnice pomiędzy krzywymi widoczne są w szerokim zakresie częstotliwości i polegają głównie na zmianach tłumienia. Krzywe układają się kolejno, co potwierdza fakt, że źródłem zmian jest wprowadzana deformacja. Podobny efekt można zaobserwować na ryc. 6.34, na którym przedstawiono wpływ takiej samej deformacji, ale wprowadzonej na różnych wysokościach uzwojenia; dodatkowo pojawiły się przesunięcia częstotliwości dla wartości

poniżej 80 kHz. Oczywiście, w przypadku takich deformacji krzywe nie układają się już kolejno, ponieważ zachodzi zbyt wiele zmian w układzie elektromagnetycznym uzwojeń. W obu przypadkach deformacje wpłynęły na zakres częstotliwości odpowiadający lokalnym zmianom, w sposób bardzo wyraźny i łatwy do detekcji w warunkach przemysłowych, gdyż różnice w tłumieniu przekraczały w przypadku wszystkich deformacji wartość 2 dB, często traktowana jako graniczną w praktyce przemysłowej; maksymalnie osiągnęły nawet ponad 10 dB. Także zakres 20–80 kHz na ryc. 6.34 dostarcza wyraźnej informacji o problemie istniejącym w geometrii uzwojenia.



Ryc. 6.34. Wpływ deformacji poosiowej cewek nr 1, nr 5 i nr 9 na odpowiedź częstotliwościową

Ostatnią opisaną próbą jest wprowadzenie zwarców w uzwojeniu; na ryc. 6.35 przedstawiono wpływ zwarcia cewek nr 1 i nr 2, nr 3 i nr 4, oraz wszystkich cewek od 1 do 4 (Def-Uzw-Zwarcie).



Ryc. 6.35. Wpływ zwarców w uzwojeniu pomiędzy kolejnymi cewkami na odpowiedź częstotliwościową

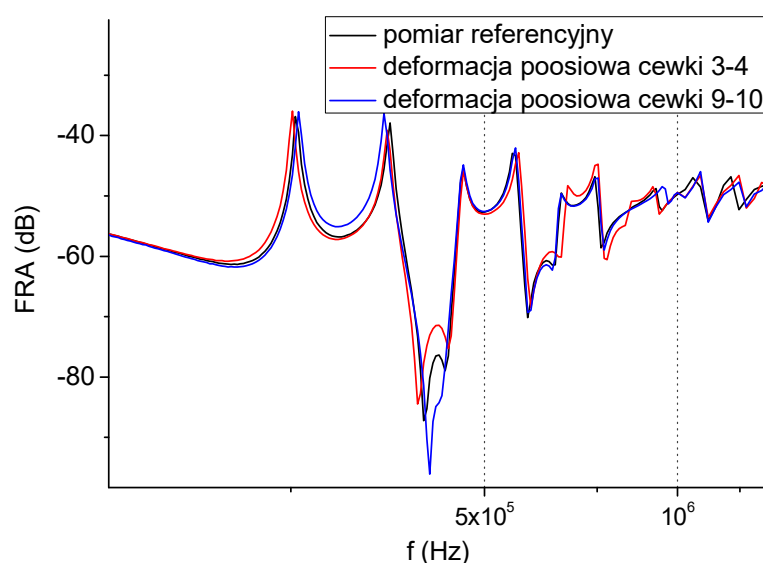
W przypadku tego transformatora krzywe w zakresie częstotliwości wokół pierwszego rezonansu równoległego – odpowiadające za obwód magnetyczny – nie zmieniły się tak drastycznie, jak miało to miejsce np. w przypadku jednostki B o tej samej mocy, choć przy większych gabarytach geometrycznych. Zmiany te są jednak wyraźne, gdyż skutkują przesunięciem częstotliwości rezonansu oraz zmianą nachylenia krzywej powyżej tego rezonansu. Bardzo duże różnice występują także w wyższych zakresach częstotliwości, na co wpływ mają zarówno położenie, jak i skala zwarcia. Po raz kolejny potwierdzono więc, że taki defekt jest łatwy do wykrycia, zresztą również przy zastosowaniu innych metod diagnostycznych.

6.6. Uzwojenie górnego napięcia z transformatora B

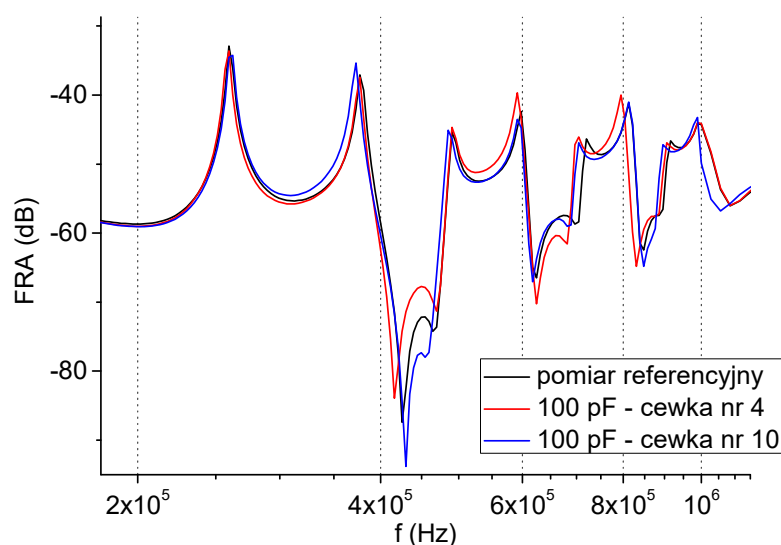
W kolejnym badaniu w warunkach kontrolowanych deformacji zastosowano inne podejście. Przedmiotem badań było pojedyncze uzwojenie górnego napięcia, zdemontowane w całości z części aktywnej transformatora opisanego w rozdz. 6.2. Pomiary realizowano bez rdzenia, bez uzwojenia dolnego napięcia oraz bez kadzi, podłączając zaciski przyrządu pomiarowego bezpośrednio na końcówkach uzwojenia. Wykonano na nim pomiary dotyczące różnego rodzaju deformacji poosiowych, promieniowych oraz zwarć. Następnie wykonano pomiary, dołączając do uzwojenia w różnych miejscach rezystancje, pojemności oraz cewki – zarówno między same uzwojenia, jak i do potencjału ziemi. Powyższe kombinacje odpowiadają zwarciom mało- i wielkorezystancyjnym, zmieniającej się geometrii skutkującej zmianą pojemności międzyzwojowej, międzycewkowej i doziemnej oraz zmianom indukcyjności. Przetestowany został wpływ pojedynczych elementów R, L i C, o różnych wielkościach, oraz kombinacje tych elementów. Porównano wpływ pojawienia się takich elementów oraz wpływ defektów na zmiany w krzywej odpowiedzi częstotliwościowej [11], przy czym dotyczyło to parametrów związanych tylko i wyłącznie z konstrukcją uzwojenia górnego napięcia, głównie pojemności między zwojami i kolejnymi cewkami. W przypadku kompletnej części aktywnej pojawiłyby się dodatkowo sprzężenia pojemnościowe do drugiego uzwojenia, rdzenia i kadzi oraz sprzężenia indukcyjne pomiędzy nimi oraz w samym uzwojeniu górnego napięcia, wynikające z obecności rdzenia (widok uzwojenia przedstawiono na ryc. 6.11b). Porównanie wyników prób deformacyjnych oraz wyników z dołączanymi elementami RLC umożliwiło takie dopasowanie czynników, które generowałyby podobne zmiany w krzywych FRA.

Pierwszy przykład wyników takiego eksperymentu przedstawiono na ryc. 6.36 i ryc. 6.37. Widoczny jest na nich fragment charakterystyki, na który wpływ miały deformacje poosiowe, polegające na zmniejszaniu odstępów pomiędzy cewkami nr 3 i nr 4 oraz nr 9 i nr 10 (Def-Uzw-Poosiowe). Odpowiada to rzeczywistemu defektowi, gdy na skutek np. sił zwarciovych wypadają przekładki pomiędzy cewek. Widoczne zmiany w charakterystyce polegają na znacznej zmianie tłumienia rezonansu, wynoszącej ok. 400 kHz, w zależności od miejsca wystąpienia deformacji w górę lub w dół. Poza tym widoczne jest przesunięcie charakterystyki w zakresie wyższych częstotliwości, od ok. 550 kHz, a także niewielkie różnice w zakresie 200–400 kHz.

Po przywróceniu uzwojenia do pierwotnego kształtu zasymulowano tę deformację poprzez dołączenie pojemności pomiędzy cewki, które ulegały deformacjom (odpowiednio cewki 3–4 i 9–10). Okazało się, że wybór pojemności w wartości 100 pF spowodował uzyskanie bardzo zbliżonego efektu do deformacji. Charakter zmian na obu rycinach (6.36 i 6.37) jest taki sam, także kierunek zmiany tłumienia rezonansu o wartości 400 kHz zależy od miejsca dołączenia elementu do uzwojenia. Ten prosty eksperyment potwierdził założenie, iż w przypadku zmian parametrów podłużnych uzwojenia przy wystąpieniu deformacji zmienia się głównie pojemność podłużna. Bezpośrednie porównanie wyników obu eksperymentów na jednym wykresie nie jest możliwe, gdyż różne są przebiegi referencyjne. Wynika to z faktu, iż po wykonaniu badań deformacyjnych nie było możliwe przywrócenie uzwojenia do pierwotnego kształtu z pełną precyzją. Dlatego podczas obu eksperymentów przebiegi referencyjne rejestrowane były dla każdej grupy deformacji lub symulacji osobno, przed rozpoczęciem próby.



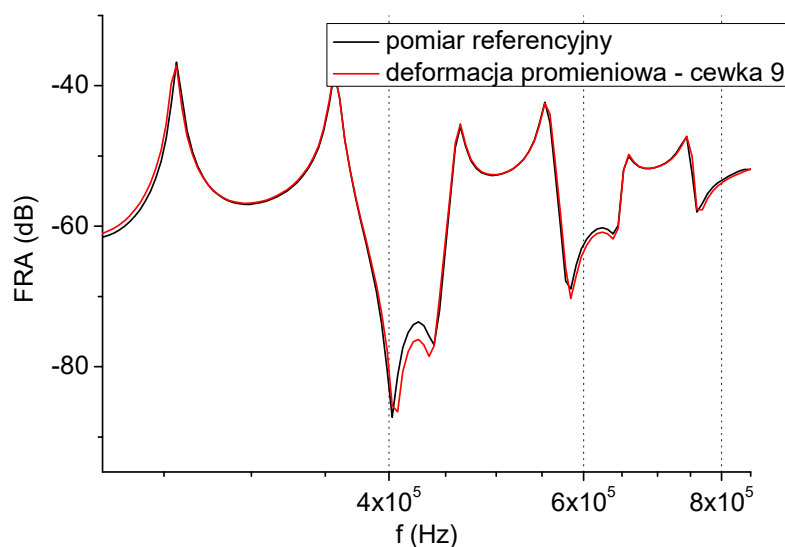
Ryc. 6.36. Wpływ deformacji poosiowej w dwóch punktach uzwojenia na odpowiedź częstotliwościową



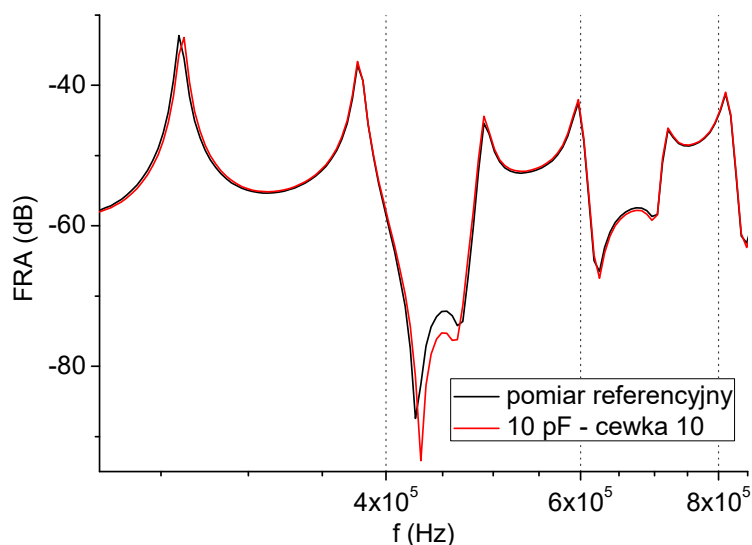
Ryc. 6.37. Wpływ dołączenia pojemności pomiędzy cewki w dwóch punktach uzwojenia na odpowiedź częstotliwościową

Kolejna próba, oparta na podobnych założeniach, dotyczyła deformacji promieniowej (Def-Uzw-Promieniowe). Wyniki pomiarów w warunkach deformacji przedstawiono na ryc. 6.38, a w przypadku symulacji poprzez dołączenie pojemności – na ryc. 6.39. Na podstawie wyników uzyskanych w poprzednim przypadku można założyć, że i w przypadku deformacji promieniowych głównym czynnikiem wpływającym na zmiany w krzywej FRA będzie pojemność międzycewkowa. Deformacja promieniowa polegała na wysuwaniu poszczególnych cewek na odległość ok. 3 cm, tym samym zmiana pojemności pomiędzy cewkami była znacznie mniejsza niż w przypadku deformacji poosiowej, w której pojemność między cewkami się zmniejsza. Aby zatem móc to poprawnie odwzorować w symulacji elektrycznej, założono zbliżony efekt w przypadku dodania pojemności do wysuniętego fragmentu (pomiar referencyjny), a następnie jego usunięcie. Innymi słowy: dodanie pojemności miało za zadanie niejako zniwelować deformacji. Oczywiście, takie podejście spowoduje niedokładność w odwzorowaniu pierwotnego przebiegu. W obu przypadkach krzywych przedstawionych na wykresach różnice pomiędzy przebiegami referencyjnymi a przebiegami odkształconymi zaobserwować można głównie w okolicy głównego rezonansu, wynoszącego ok. 420 kHz, a także na zboczu pojemnościowym – ok. 620–640 kHz. Zmiany mają podobny charakter – następuje przesunięcie przebiegu w funkcji częstotliwości, przy czym w przypadku symulacji z pojemnością dodatkowo zmienia się tłumienie rezonansu, co zapewne wynika z omówionego podłączenia pojemności do wysuniętej cewki [11].

W kolejnym etapie badań autor powtórzył pomiary na mniejszym fragmencie uzwojenia – na podwójnej cewce. Dodatkowo autor stworzył modele komputerowe odpowiadające badanej cewce; wyniki symulacji komputerowych przedstawiono w dalszej części pracy. Poniżej przedstawiono tylko wyniki prób deformacyjnych oraz symulacji za pomocą dołączanych pojemności [17]. Widok badanej cewki przedstawiono na ryc. 6.40.



Ryc. 6.38. Wpływ deformacji promieniowej na odpowiedź częstotliwościową uzwojenia

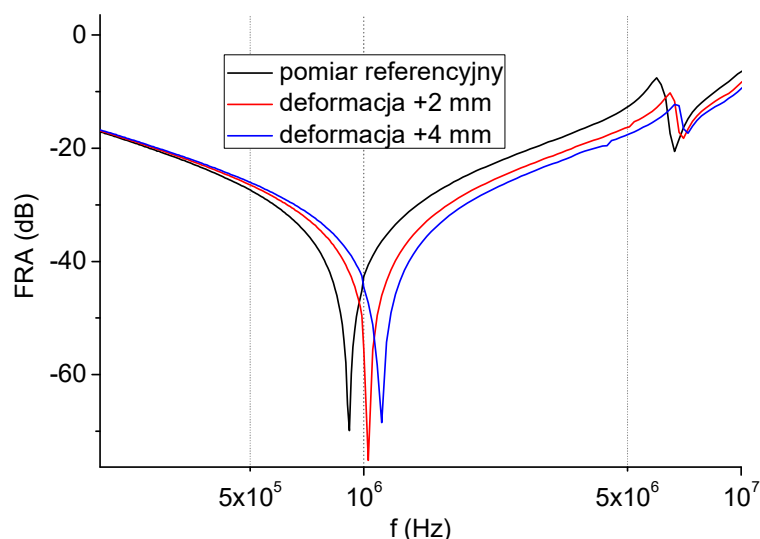


Ryc. 6.39. Wpływ usunięcia pojemności pomiędzy cewek na odpowiedź częstotliwościową uzwojenia

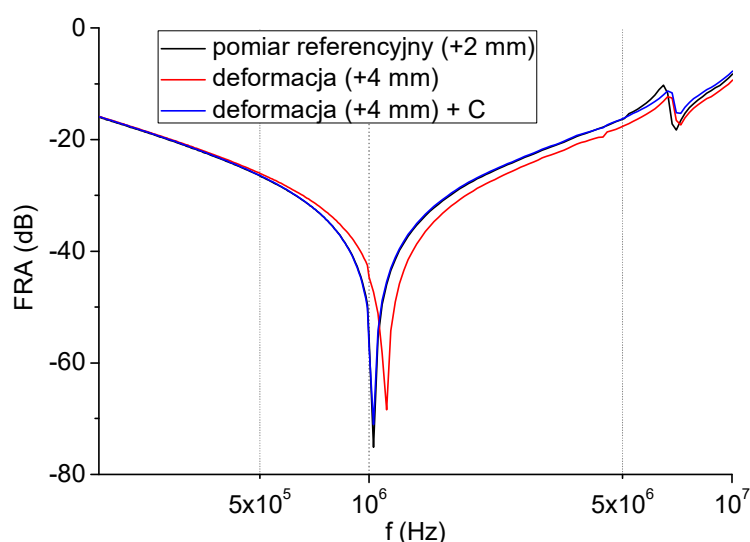


Ryc. 6.40. Cewka podwójna poddana badaniom

Deformacja polegała na poosiowej zmianie odstępów pomiędzy obiema połówkami cewki (Def-Uzw-Poosiowe). Wyniki pomiarów zaprezentowano na ryc. 6.41. Ze względu na małą liczbę zwojów i niewielkie wymiary obiekt daje bardzo prostą odpowiedź częstotliwościową, która charakteryzuje się głównym rezonansem wynoszącym ok. 1 MHz i dodatkowymi załamaniami wznoszącego zbocza pojemnościowego wynoszącymi ok. 7 MHz. Wprowadzenie deformacji przesunęło przebieg w kierunku wyższych częstotliwości, co było wynikiem zmniejszania się pojemności. Gdy do odkształconej cewki dołączono pomiędzy jej połówki dodatkową pojemność, o odpowiednio dobranej wielkości, uzyskano „cofnięcie” efektu deformacji. Można to zaobserwować na ryc. 6.42, na której przedstawiono jako pomiar referencyjny rejestrację dla deformacji o 2 mm, następnie deformację o 4 mm i tę samą deformację z dołączoną pojemnością. Jak widać, pomiary pierwszy i trzeci idealnie się pokryły. Ten pomiar potwierdza wcześniejsze wnioski i jest pomocny przy opracowaniu modeli komputerowych, o czym mowa będzie w następnych rozdziałach.



Ryc. 6.41. Wpływ deformacji na odpowiedź częstotliwościową cewki



Ryc. 6.42. Wpływ deformacji oraz dołączenia pojemności na odpowiedź częstotliwościową cewki

Zaprezentowane wyniki pomiarowe wykorzystane zostały do opracowania modeli komputerowych, które szczegółowo przedstawiono w dalszej części pracy.

6.7. Podsumowanie badań w warunkach kontrolowanych deformacji

Na podstawie wyników opisanych powyżej eksperymentów można stwierdzić, że odpowiedź każdego uzwojenia ma inny kształt, inną liczbę i inne położenie poszczególnych rezonansów (poza zakresem niskich częstotliwości), tym samym zmiany w geometrii w różny sposób wpływają na częstotliwości rezonansowe i zmiany tłumienia przebiegu. Można jednak wyciągnąć pewne wnioski ogólne, dotyczące poszczególnych zakresów częstotliwości.

W zakresie niskich częstotliwości (obwód magnetyczny) kształt charakterystyk odpowiedzi częstotliwościowych jest podobny w przypadku typowych transformatorów (ta sama liczba uzwojeń czy układ połączeń); występuje oczywiście naturalne przesunięcie całego zakresu w zależności od gabarytów jednostki, jednak w sposób przewidywalny. W zakresie tym bardzo wyraźnie obserwować można wpływ zwarć w uzwojeniach na kształt odpowiedzi częstotliwościowej.

W zakresie średnich częstotliwości można wyróżnić dwa podzakresy. Pierwszy z nich, zaczynający się w okolicach punktu przegięcia zbocza pojemnościowego charakterystyki FRA, wykazuje różnice w przypadku zmian tzw. zgrubnych, czyli np. przesunięcia większych fragmentów uzwojeń, związanych ze zmianą pojemności międzyuzwojeniowych lub doziemnych oraz sprzężeń magnetycznych między uzwojeniami. W drugim podzakresie, zaczynającym się zazwyczaj wraz z pojawieniem się wielu mniejszych minimów i maksimów na charakterystyce, obserwować można wpływ lokalnych deformacji (zmianę lokalnych pojemności i sprzężeń magnetycznych). Analizując wyniki pomiarów eksperymentalnych w zakresie średnich częstotliwości w przypadku badanych transformatorów, można przyjąć, że wyznacznikiem wystąpienia deformacji jest zmiana tłumienia, szczególnie w zakresie wyższego podzakresu tych częstotliwości, a także położenie rezonansów w pierwszym podzakresie tych częstotliwości. Takie zmiany były najbardziej wyraźne w przypadku wprowadzania deformacji w uzwojeniach. Szczególnie dotyczy to rezonansu równoległego o największym tłumieniu (w tym zakresie częstotliwości), którego położenie zazwyczaj ulega zmianie w przypadku deformacji. Na podstawie tych parametrów autor zaproponował algorytm do identyfikacji deformacji (i innych defektów), przedstawiony w rozdziale 9.

Na zakres wysokich częstotliwości wpływ mają pozostałe czynniki, układy wyprowadzeń, błędy pomiarowe itp., omówione już w poprzednich rozdziałach. Zakres ten zazwyczaj nie jest uwzględniany w analizie przemysłowej, gdyż wpływa na niego zbyt wiele czynników, co utrudnia jednoznaczną interpretację obserwowanych różnic. Za to dobra zgodność w tym zakresie świadczy o dobrej jakości wykonanego pomiaru, co może być przydatne w przypadku stwierdzenia różnic pomiędzy krzywymi w niższych zakresach częstotliwości.

Dodatkowo można wyróżnić zmiany zachodzące równomiernie w całym zakresie (poza pierwszym zboczem indukcyjnym), związane z przenikalnością dielektryczną medium izolacyjnego, oraz zmiany tłumienia w całym zakresie – wskutek dołączenia szeregowej rezystancji (np. zły styk lub podłączenie zacisku przez rezystancję).

Wyniki wszystkich eksperymentów opisanych w tym rozdziale zestawiono także w tab. 2. Zawiera ona typ transformatora, oznaczenie defektu oraz opis zaobserwowanego wpływu defektu na wyniki pomiaru odpowiedzi częstotliwościowej. Przy opisie wniosków płynących z pomiarów ograniczono się do podania zakresów częstotliwości, w których zmiany są widoczne, bez ich charakteryzowania, co zrobiono w odpowiednich rozdziałach powyżej.

Z powyższego zestawienia jednoznacznie wynika, iż granice zakresów odpowiadających poszczególnym defektom zależą od gabarytów (mocy) transformatora oraz jego konstrukcji (transformator vs. autotransformator), czyli od kształtu charakterystyki przed wprowadzeniem defektów. Umowny podział na te zakresy był już omawiany. W zakresie najniższych częstotliwości bardzo duży wpływ na zmiany mają zwarcia (transformatory B, C i E), nawet o małej skali (np. pomiędzy zwojami). Kolejny zakres częstotliwości (niższy średni)

wykazuje znaczne zmiany w przypadku wystąpienia deformacji zgrubnych, o charakterze konstrukcyjnym (transformatory A i D). W zakresie częstotliwości średnich wyższych uwidaczniają się mniejsze zmiany w uzwojeniach, związane z deformacjami poosiowymi i promieniowymi (transformatory A, B, D i E oraz uzwojenie z B). Niestety, rozróżnienie wpływu takich deformacji jest bardzo trudne. Na zakres częstotliwości najwyższych, zazwyczaj od ok. 1 MHz, wpływ mają zarówno defekty, jak i układ pomiarowy.

Tabela 2. Zestawienie wyników pomiarów w warunkach kontrolowanych deformacji

Transformator (podpunkt)	Oznaczenie defektu	Wnioski z pomiarów
Transformator A: 16 MVA, 110/15 kV (rozdz. 6.1)	Def-Uzw-Prasowanie	zmiany niezauważalne
	Def-Uzw-Zgrubne	zmiany przy 20–40 kHz, zmiana kształtu przebiegu (inne rezonanse)
	Def-Uzw-Poosiowe	zmiany przy 160–800 kHz
	Def-Uzw-Promieniowe	zmiany przy 300–600 kHz
Transformator B: 800 kVA, 6,3/0,4 kV (rozdz. 6.2)	Def-Uzw-Poosiowe	zmiany przy 250–1000 kHz
	Def-Uzw-Promieniowe	zmiany przy 350–1000 kHz
	Def-Uzw-Zwarcie	znaczne zmiany do 100 kHz, a także przy 200–800 kHz
	Def-Rdzeń	niewielki wpływ w szerokim zakresie częstotliwości, oraz znaczny wpływ przy 2,7 MHz
Transformator C: 20 MVA, 15,75/6,3/6,3 kV (rozdz. 6.3)	Def-Uzw-Zwarcie	znaczne zmiany do 30 kHz, a także przy 150–200 kHz i 400–500 kHz
Transformator D: autotransf. 160 MVA, 220/110/15,75 kV (rozdz. 6.4)	Def-Uzw-Zgrubne	zmiany przy 30–200 kHz
	Def-Uzw-Poosiowe	zmiany przy 225–300 kHz, a także przy 500–600 kHz
Transformator E: 800 kVA, 15/0,4 kV (rozdz. 6.5)	Def-Uzw-Poosiowe	zmiany przy 30–500 kHz
	Def-Uzw-Zwarcie	zmiany do 10 kHz, a także przy 30 kHz i przy 100–300 kHz
Uzwojenie górnego napięcia z transformatora B (rozdz. 6.6)	Def-Uzw-Poosiowe	zmiany przy 300–800 kHz
	Def-Uzw-Promieniowe	zmiany przy 400–600 kHz

7. Modelowanie odpowiedzi częstotliwościowej uzwojeń transformatorów

7.1. Rozwój metod modelowania transformatorów

Modele transformatorów opracowywane od lat mają wiele zastosowań. Wykorzystuje się je do określenia zachowania transformatorów w warunkach udarowych [53, 100, 117], interakcji z systemem elektroenergetycznym [44, 52] czy na potrzeby analizy odpowiedzi częstotliwościowej w diagnostyce. W praktyce można spotkać wiele sposobów modelowania przy wykorzystaniu wielu różnych metod. Najłatwiej i najdokładniej modele można tworzyć na podstawie danych konstrukcyjnych transformatorów, które zazwyczaj nie są dostępne w przypadku transformatorów będących w eksploatacji, co znacznie utrudnia opracowanie modeli zgodnych pod względem zachowania z rzeczywistym obiektem. W niektórych przypadkach nawet zdobycie konstrukcyjnej karty uzwojeń nie gwarantuje sukcesu. Autor spotkał się z przypadkiem, gdy część aktywna charakteryzowała się niewielkimi różnicami w budowie w odniesieniu do karty uzwojeń, jednak mającymi znaczny wpływ na modelowane przebiegi odpowiedzi częstotliwościowej.

Pierwsze modele, uwzględniające zachowanie transformatora przy częstotliwościach innych niż robocze, wykonywano już na początku XX wieku w celu analizy pojemnościowego zachowania układu w warunkach udarowych [84]. Od tego czasu wdrażano nowe metody modelowania, w zależności od zadań stawianych modelom. Wraz z pojawieniem się technik komputerowych nastąpił rozwój metod modelowania, oparty na możliwości rozwiązywania coraz bardziej złożonych układów i uwzględniania kolejnych zjawisk w układach [34]. Niewątpliwą zaletą modeli jest możliwość poznania zachowania bardzo złożonych układów, bez konieczności przeprowadzania ryzykownych eksperymentów (np. dotyczących zachowania w warunkach udarowych lub stabilności systemu elektroenergetycznego) i ponoszenia dużych kosztów.

Najstarszym sposobem modelowania odpowiedzi częstotliwościowej transformatorów jest wykorzystanie metod analitycznych, które oczywiście wiążą się z licznymi ograniczeniami, szczególnie w przypadku konieczności dokładnego modelowania rzeczywistych obiektów. Dlatego wprowadzano i rozwijano nowe metody, spośród których obecnie jest stosowanych bardzo dużo. Przeglądy literatury, zbierające metodologię modelowania, można spotkać w wielu publikacjach, m.in. w pracy doktorskiej Bjerkana [34] lub publikacji Gonzáleza i Pleite [74]. Metody te można podzielić ze względu na charakter obliczanych parametrów: indukcyjności, pojemności i strat.

Jedną z pierwszych metod obliczeń indukcyjności było wprowadzenie układu drabinkowego uwzględniającego indukcyjności własne i wzajemne, których podstawy opracowano 100 lat temu [152]. Metoda była rozwijana poprzez stosowanie do obliczeń komputerów [116] oraz poprzez uwzględnianie kolejnych zjawisk zachodzących w części aktywnej transformatora [62]. Kolejne modyfikacje polegały na uwzględnieniu wpływu rdzenia i strat w uzwojeniach [155, 156], dzięki czemu uzyskano dużą zgodność obliczeń indukcyjności własnych i wzajemnych uzwojeń i ich fragmentów, w odniesieniu do wartości rzeczywistych. Wartości indukcyjności dla zakresów niskich częstotliwości osiągały w przypadku poszczególnych cewek bardzo zbliżone wartości, co skutkowało tworzeniem równań i macierzy źle uwarunkowanych. Problem ten rozwiązało wprowadzenie metod modelowania opartych na indukcyjności rozproszenia lub na zasadzie dualności. Pierwsza metoda rozwijana jest od 1919 roku [37, 40, 58, 100]; obecnie stosowana jest do obliczeń indukcyjności rozproszenia transformatorów przy niskich częstotliwościach na podstawie zwarciovych danych znamionowych. Metoda ta nie uwzględnia poprawnie wpływu rdzenia. Można ją stosować w przypadku wyższych częstotliwości przy podziale uzwojenia na mniejsze części.

Z kolei modelowanie oparte na zasadzie dualności umożliwia poprawne modelowanie rdzenia, przy niskich częstotliwościach, za pomocą ekwiwalentnego obwodu powiązanego z reluktancją rdzenia [43]. Jednak wtedy indukcyjność rozproszenia jest uzyskiwana bezpośrednio ze strumienia rozproszenia, bez uwzględnienia grubości uzwojeń, a przez to niepoprawnie. Próbowano rozwiązać ten problem poprzez założenie osiowego kierunku pola magnetycznego lub wykorzystywanie modelu w warunkach wysokiego nasycenia rdzenia [8]. Ze względu na ograniczenia związane ze strumieniem rozproszenia metoda ta umożliwia modelowanie przy niskich i średnich częstotliwościach (zgodnie z kryteriami podziału częstotliwości wprowadzonymi w metodzie FRA) [5].

Kolejnym krokiem w technikach modelowania było uwzględnienie zjawisk falowych w uzwojeniu i potraktowanie go jako linii długiej TLM (z ang. Transmission Line Model). Takie modele zaproponował Wagner [144] w 1915 roku, po czym były one rozwijane m.in. przez łączne stosowanie modeli opartych na pojedynczej linii długiej STL (z ang. Single Transmission Line) i wielokrotnej linii długiej MTL (z ang. Multi Transmission Line) [115]. Metody te są rozwijane do dziś, np. w publikacji [126] zaproponowano model MTL dla uzwojenia cewkowego, uwzględniający teorię fali wędrującej. Tematykę tę poruszają również publikacje [46, 47, 80].

Inny sposób modelowania polega na uwzględnieniu tylko wyjść z układu, czyli traktowania całości jako tzw. czarnej skrzynki. Zawartość „czarnej skrzynki” jest następnie syntetyzowana na podstawie danych pomiarowych. Metoda ta nie odnosi się do rzeczywistej geometrii modelowanego obiektu, więc nie może być stosowana do określenia wpływu konkretnych deformacji na zmiany w odpowiedzi częstotliwościowej. Umożliwia ona jednak tworzenie modeli na podstawie danych pomiarowych [51, 77, 98] – zarówno dotyczących czasu, jak i częstotliwości. Modele uzyskanych w ten sposób nie można oczywiście sprowadzać do całej populacji transformatorów, chociaż można wyróżnić pewne wspólne cechy w zależności od konstrukcji czy wielkości transformatora. Podstawowe narzędzia stosowane przy tworzeniu modeli na podstawie pomiarów to analiza modalna [154, 157, 158], reprezentacja za pomocą biegunów i zer [133] i reprezentacja za pomocą wektorów [77]. Matematyczne zależności modeli transformatorów mocy na podstawie zasady „czarnej skrzynki” opisano w pracy [134].

Omówione metody są często stosowane wspólnie, np. łączone są metody analizy indukcyjności rozproszenia i zasady dualności [48]. Inne podejście wykorzystuje obliczanie indukcyjności własnych i wzajemnych w połączeniu z metodą „czarnej skrzynki”, co poprawia zgodność modeli z pomiarami w zakresach wyższych częstotliwości [73].

Obliczenia pojemności, a także indukcyjności mogą być w najprostszy sposób realizowane analitycznie na podstawie znanych wzorów lub przy wykorzystaniu komputerów i metod opierających się na rzeczywistej geometrii układu i jego cechach materiałowych [70]. Pojemności podłużne (szeregowe) w modelach odpowiadają pojemnościom pomiędzy zwojami danego uzwojenia i określają elektrostatyczny rozkład napięć pomiędzy nimi. Do ich obliczeń wykorzystuje się różne metody [111, 135]. Problem staje się bardziej złożony w przypadku uzwojeń z przeplotem lub z wewnętrznymi ekranami [50, 112]. Pojemności poprzeczne (równoległe) występują pomiędzy poszczególnymi uzwojeniami oraz do ziemi. Uwzględnić tu trzeba zarówno wyprowadzenia uzwojeń, izolatory przepustowe, jak i przełączniki zaczepów. Problem interpretacji pojemności poprzecznych na podstawie doświadczeń pomiarowych i modeli zostanie osobno omówiony na końcu tego rozdziału.

Kolejnym ważnym zagadnieniem w modelowaniu transformatorów jest uwzględnienie strat. Bez uwzględnienia ich wpływu naprężenia elektryczne w modelu będą większe niż w rzeczywistym obiekcie, co prowadzić będzie do błędów i tworzenia zbyt skomplikowanych modeli [106]. Na występowanie strat w transformatorze wpływają szeregową stałąprądową rezystancja przewodów, zjawisko naskórkowości dla wyższych częstotliwości, występowanie prądów wirowych skutkujące zmniejszeniem wartości strumienia magnetycznego [49], efekt zbliżenia związany z występowaniem pól elektromagnetycznych, których źródłem są inne przewodniki [55] czy straty dielektryczne w izolacji wynikające z przewodnictwa izolacji oraz jej polaryzowalności. Tych ostatnich zazwyczaj nie uwzględnia się w modelach, wykorzystując jedynie ich wartości oszacowane dla niskich częstotliwości.

Wybór metody modelowania transformatorów zależy od przeznaczenia modelu. Często stosuje się modele w celu określenia zachowania transformatora w obecności przebiegów impulsowych w uzwojeniach – zarówno na etapie projektowania, jak i na potrzeby określenia koordynacji izolacji [100, 53]. Dotyczy to także odpowiedzi transformatora, rozkładu napięć w uzwojeniach i wytrzymałości elektrycznej izolacji w przypadku wystąpienia zarówno przepięć atmosferycznych [102], jak i łączeniowych [44, 52].

W ostatnich latach metody modelowania transformatorów wykorzystywane są również na potrzeby metody analizy odpowiedzi częstotliwościowej, co wymaga uzyskania zgodności przebiegów modelowanego i zarejestrowanego w szerokim zakresie częstotliwości. W modelach takich należy więc uwzględnić wiele zjawisk – od magnetycznych w niskich zakresach częstotliwości po falowe w wysokich zakresach. W przypadku niskich częstotliwości ważne jest uwzględnienie rdzenia odzwierciedlającego jego rzeczywistą rolę w zachodzących zjawiskach. Przyjmuje się, że jego wpływ może być pominięty powyżej częstotliwości ok. 10 kHz [34, 114], gdy zakłada się, że stanowi on idealny przewodzący ekran. W przypadku niskich częstotliwości należy uwzględnić zjawiska nieliniowe, takie jak histereza czy nasycanie się rdzenia. Przykład dokładnej analizy wyników modelowania 3D z uwzględnieniem anizotropowych właściwości rdzenia przedstawili Abeywickram i in. [1]. Wykazali oni, że wpływ rdzenia jest zauważalny w odpowiedzi transformatora nawet do 1 MHz, jednak istotny wpływ ma do

częstotliwości 10 kHz. Kolejne prace tych autorów doprowadziły do opracowania modelu obwodowego uwzględniającego cechy rdzenia i materiałów izolacyjnych zależne od częstotliwości [4]. W przypadku właściwości dielektryków, stosowanych w izolacji transformatorów i uwzględnianych w modelach, zazwyczaj zakłada się jednak niezależność ich parametrów elektrycznych od częstotliwości, czynników środowiskowych czy stopnia zesterzenia [34]. Znaczenie poprawnego modelowania rdzenia, także w przypadku wysokich częstotliwości, opisał Bjerkan [36]. Przykłady modeli wysokoczęstotliwościowych wykorzystywanych w metodzie FRA przedstawiają także prace Florkowskiego i Furgała [63, 65, 67].

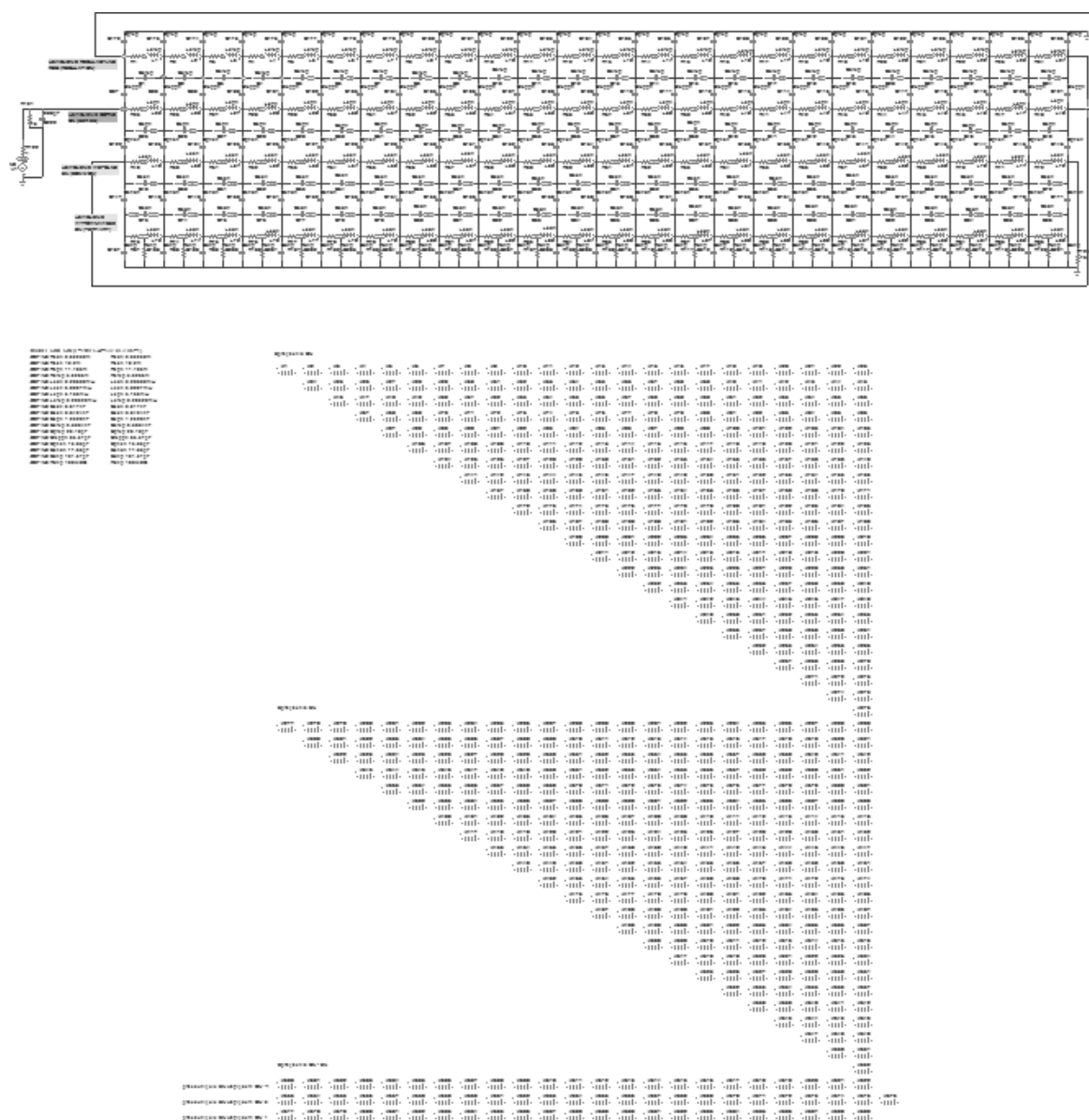
W przypadku tworzenia modeli na podstawie wyników pomiarowych [114] stosuje się odpowiednio przygotowane algorytmy analizujące położenie charakterystycznych punktów na krzywej odpowiedzi częstotliwościowej. Można także utworzyć modele uzyskane na podstawie pomiarów jako obwodowe połączenie równoległych gałęzi zawierających różne kombinacje elementów R , L oraz C , a odpowiadające rezonansom równoległym, szeregowym czy tłumieniu sygnału w szerszym zakresie częstotliwości [130]. Uwzględniając różnice w odpowiedzi układu w różnych zakresach częstotliwości modelowanie takie można podzielić na podzakresy i dla każdego z nich wygenerować odpowiednie gałęzie RLC [128]. Z jednej strony upraszcza to tworzenie modelu na podstawie pomiarów, z drugiej strony jednak ogranicza wpływ poszczególnych parametrów do z góry wybranych zakresów. Dodatkowym problemem będzie uzyskanie zgodności przy przejściu z jednego zakresu do drugiego. Na obecnym etapie obie metody są niedopracowane i nie umożliwiają tworzenia modeli złożonych konstrukcji transformatorów. Modele można także opierać na danych uzyskanych z pomiarów innymi metodami, np. rezystancji uzwojeń, przekładni, reaktancji rozproszenia, strat i prądu biegu jałowego i pojemności, a następnie wykorzystywać uzyskane wartości w różnych zakresach częstotliwości [7].

Z kolei Mitchell i Welsh [103, 104] zaproponowali modele oparte na układach pomiarowych FRA (pomiędzy końcami uzwojenia, międzyuzwojeniowe), mające prowadzić do ułatwionej analizy wyników pomiarowych w przypadku różnic pomiędzy przebiegami. Modele te uwzględniają konstrukcję transformatora (uzwojenia, obwód magnetyczny) i sposób podłączenia układu pomiarowego (np. pomiary pomiędzy końcami uzwojenia lub międzyuzwojeniowe) w algorytmie stosowanym do wygenerowania wyników.

Często stosowanym narzędziem, pomocnym w modelowaniu różnymi metodami, jest analiza pól elektromagnetycznych. Obliczenia rozkładów pól przeprowadza się chociażby na potrzeby projektowania transformatorów, by móc ocenić naprężenia izolacji oraz straty związane z prądami wirowymi. Obecnie obliczenia takie wykonywane są zazwyczaj za pomocą metody elementów skończonych (FEM, z ang. Finite Elements Method) [42] i mocnych serwerów obliczeniowych. Pomocna w tworzeniu takich modeli może być analiza wrażliwościowa [35]. Dostępne są komercyjne pakiety programów do obliczeń rozkładów pól elektromagnetycznych, mniej lub bardziej wyspecjalizowane, np. SUMER [107, 108], Ansys Maxwell [118] czy COMSOL Multiphysics [109]. Przykład wykorzystania technik FEM do uzyskania parametrów modelu obwodowego za pomocą techniki dopasowywania wektorowego opisali Nagy i Osama [110], uzyskując wyniki do częstotliwości 10 MHz. Metody oparte na symulacjach komputerowych wymagają zazwyczaj dużej mocy obliczeniowej, przy założonej dużej dokładności symulacji i jej zgodności z obiektem rzeczywistym. Podejmowane są więc próby stosowania modeli uproszczonych, np. poprzez redukcję rozmiarów macierzy [89] stosowanych do obliczania parametrów modeli.

7.2. Model obwodowy RLC

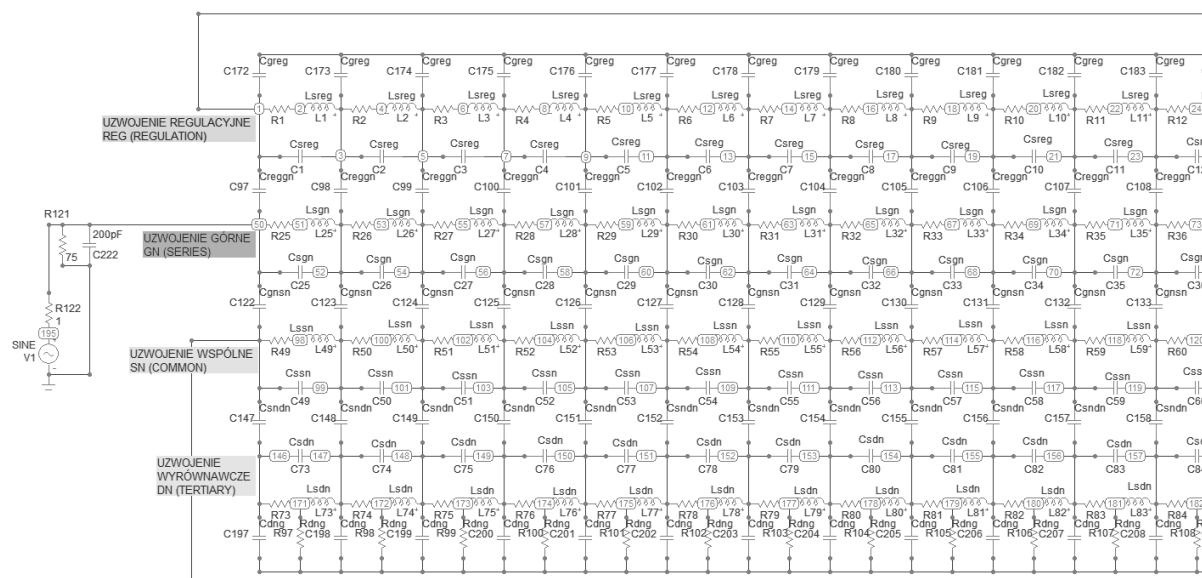
Pierwsze modele pojedynczych uzwojeń transformatorów oraz ich kompletnych konstrukcji autor wykonywał metodą obwodową, tworząc siatki elementów RLC o stopniu skomplikowania adekwatnym do złożoności modelu, liczby odwzorowywanych zjawisk oraz spodziewanej zgodności odpowiedzi modelu z obiektem rzeczywistym. Wartości poszczególnych elementów obliczane były z podstawowych wzorów lub z wykorzystaniem programów obliczeniowych opartych na metodzie elementów skończonych (FEM). Stworzenie takiego modelu, o wystarczającej dokładności (czyli zawierającego wiele elementów RLC), wymagało wielu obliczeń i żmudnego generowania struktury RLC w programie do analizy obwodów. Na rycinie 7.1 przedstawiono przykład modelu o znacznym stopniu skomplikowania, na który – oprócz zasadniczej siatki RLC – składają się także sprzężenia magnetyczne pomiędzy sąsiadującymi elementami indukcyjnymi w obwodzie.



Ryc. 7.1. Przykładowy model obwodowy RLC, wraz ze sprzężeniami magnetycznymi

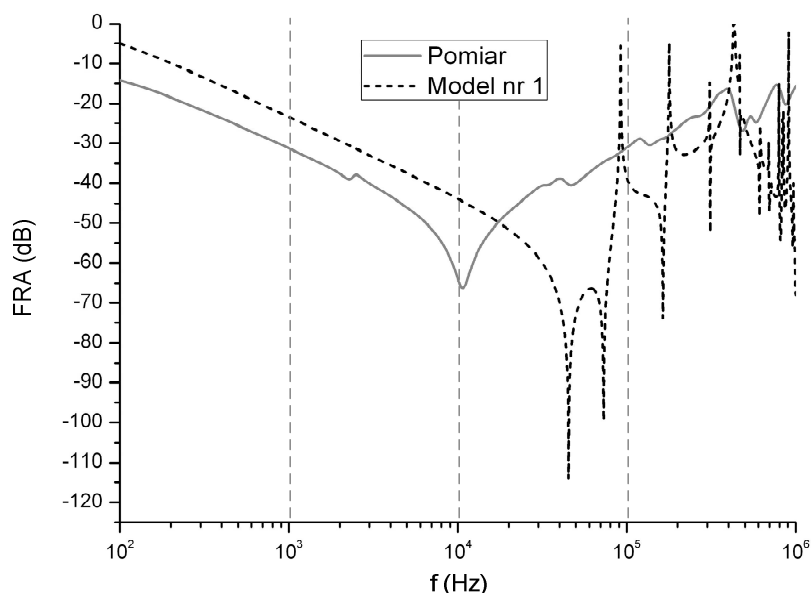
Intencją autora było graficzne ukazanie na rycinie złożoności struktury modelu, stąd nieczytelność zawartych na nim opisów. Elementy sprzęgające na rycinie ułożone są w kształty trójkątów. Prezentowany model odzwierciedla cztery uzwojenia autotransformatora, czyli – oprócz uzwojenia górnego napięcia i uzwojenia wspólnego – także uzwojenie regulacyjne i uzwojenie wyrównawcze. Na potrzeby modelu konieczne było obliczenie rezystancji wszystkich uzwojeń, pojemności między uzwojeniami oraz własnych, podzielonych wg liczby elementów zastępczych oraz indukcyjności i sprzężeń magnetycznych.

Na rycinie 7.2 przedstawiono powiększony fragment tego modelu, z widoczną strukturą połączeń poszczególnych elementów, które z jednej strony odwzorowują układ połączeń elektrycznych w rzeczywistym obiekcie, a z drugiej strony – pojemności i indukcyjności własne uzwojeń (szeregowe) oraz międzyuzwojeniowe (równoległe). Ważne są także sprzężenia pomiędzy poszczególnymi indukcyjnościami modelu. Pomiedzy takimi podstawowymi elementami sąsiadnych faz uwzględnić należy pojemności równoległe, a także pojemności między uzwojeniami skrajnymi a kadzią bądź rdzeniem.



wszystkich uzwojeń. Pamiętać należy także o wpływie braku oleju w czasie pomiarów laboratoryjnych, a tym samym o zmianie przenikalności elektrycznej medium izolacyjnego i przesunięciu całej charakterystyki. Na pewne zakresy częstotliwości wpływa także brak izolatorów przepustowych i całego układu wyprowadzeń i przyłączy. Do wykonania modelu posłużyły rzeczywiste wymiary uzwojenia oraz rzeczywista liczba zwojów i układ połączeń, a więc pierwszym etapem było dokładne wymierzenie obiektu rzeczywistego. Wymiary posłużyły do wyliczenia części elementów schematu zastępczego metodą analityczną [16].

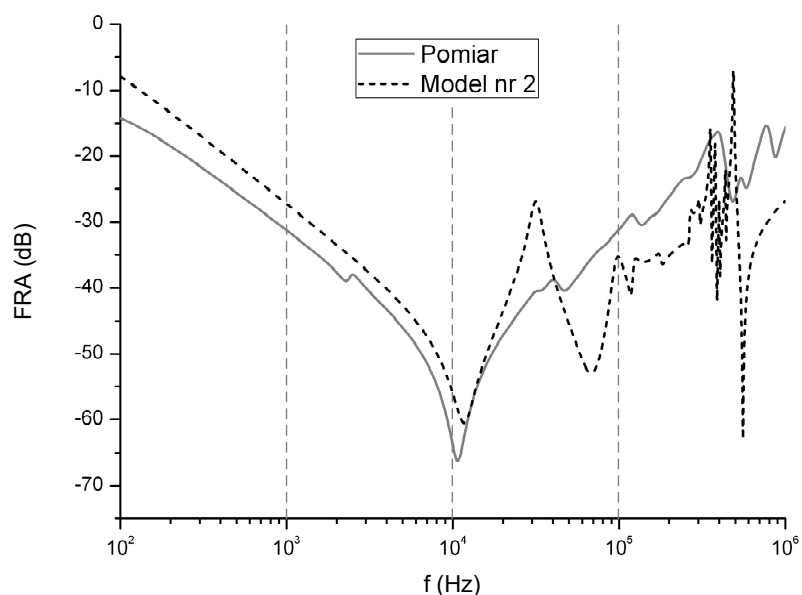
W pierwszej wersji modelu oparto się na elementach szeregowych RLC oraz na pojemnościach międzyuzwojeniowych i do uziemionego ekranu otaczającego uzwojenie. Poprawność obliczenia rezystancji uzwojeń zweryfikowano pomiarami przy użyciu miernika małych rezystancji. Parametry zastosowane w pierwszej wersji modelu okazały się jednak niewystarczające, a modelowany przebieg znacznie odbiegał od przebiegu rzeczywistego (ryc. 7.3). Cały przebieg odpowiedzi modelu przesunięty był w stronę wyższych częstotliwości, a lokalne rezonanse charakteryzowały się dużymi stromościami, co wskazuje na brak ich tłumienia.



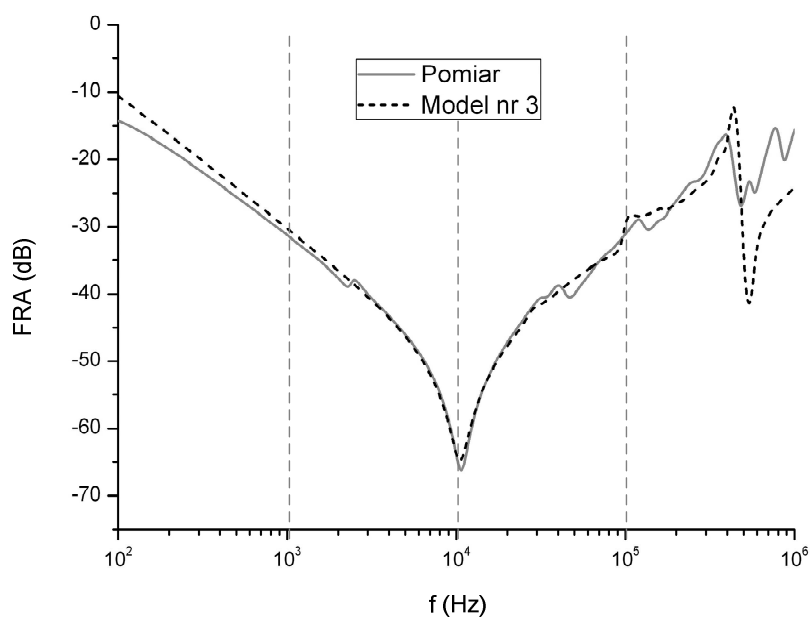
Ryc. 7.3. Porównanie przebiegów odpowiedzi częstotliwościowej pochodzących z pierwszej wersji modelu RLC oraz z pomiaru na obiekcie rzeczywistym

W kolejnych etapach modelowania dodawano kolejne elementy odzwierciedlające dodatkowe zjawiska zachodzące w transformatorze. Szczególnie duży wpływ na przebieg miały upływności, dodane w postaci równoległych elementów rezystancyjnych oraz sprzężenia pomiędzy indukcyjnościami. W przypadku sprzężeń pojawia się problem dokładności ich odzwierciedlenia. Uwzględnienie sprzężeń pomiędzy wszystkimi elementami indukcyjnymi, nawet w przypadku tak ograniczonego modelu, skutkowałoby koniecznością dodania bardzo dużej liczby elementów sprzęgających w modelu; jest to niewątpliwie ograniczenie tej metody obwodowej. W prezentowanych badaniach dodano do pierwszego modelu sprzężenia pomiędzy sąsiadującymi elementami L . Okazało się to jednak

niewystarczające (ryc. 7.4). Uzyskany przebieg miał już znacznie wygładzone rezonanse, jednak jego zgodność z pomiarem kończyła się na pierwszym rezonansie szeregowym. W następnych wersjach dodawano więc kolejne sprzężenia pomiędzy elementami leżącymi m.in. skośnie do siebie. Po ich uwzględnieniu udało się uzyskać zbliżony kształt modelowanej krzywej do pomiaru na obiekcie rzeczywistym w zakresie od 100 Hz do ok. 300 kHz (ryc. 7.5) [16]. Ograniczenia tego nie mają modele obwodowe oparte na równaniach polowych, które przedstawiono w dalszej części rozdziału.



Ryc. 7.4. Porównanie przebiegów FRA pochodzących z drugiej wersji modelu RLC oraz z pomiaru na obiekcie rzeczywistym



Ryc. 7.5. Porównanie przebiegów FRA pochodzących z trzeciej wersji modelu RLC oraz z pomiaru na obiekcie rzeczywistym

Uwzględnienie rozbudowanego systemu sprzężeń znacznie komplikuje model, gdyż wraz ze wzrostem dokładności odwzorowania uzwojeń, poprzez podział na większą liczbę szeregowych elementów RLC, zwiększa się także liczba sprzężeń występujących pomiędzy indukcyjnościami. Przykładowo przy podziale badanego obiektu na 10 obwodów szeregowych RLC i na cztery warstwy (po dwie dla uzwojenia pierwotnego i po dwie dla uzwojenia wtórnego), czyli przy zastosowaniu 40 indukcyjności własnych uzwojeń liczba indukcyjności wzajemnych (sprzężeń) wyniosła ponad 300. Dlatego stosowanie bardzo złożonych modeli staje się zasadne dopiero po uzyskaniu dobrej zgodności modelu uproszczonego, gdy poprawność modelowania zostaje zweryfikowana i gdy istnieje potrzeba modelowania lokalnych odkształceń, czyli zmian w parametrach elektrycznych schematu zastępczego [16].

Dokładność podziału modelu na skończoną liczbę elementów odzwierciedla się także w dokładności wykonania obliczeń przez programy FEM. W przedstawionych badaniach wykorzystano programy FLUX 3D oraz Ansys Maxwell 2D. Po wprowadzeniu zastępczego modelu badanych uzwojeń obliczono indukcyjności wzajemne pomiędzy poszczególnymi elementami L oraz pojemności międzyuzwojeniowe. Uwzględnienie tych danych, otrzymanych w postaci macierzy, umożliwiło wygenerowanie modelu zaprezentowanego powyżej.

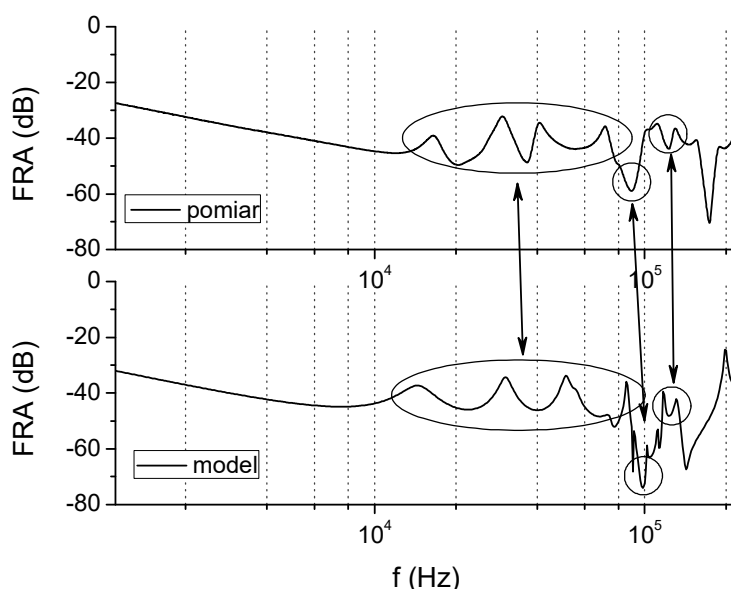
Na podstawie zaprezentowanych badań możliwe było określenie, które elementy modelu odgrywają istotną rolę przy odwzorowaniu rzeczywistego obiektu. Dużą rolę w uzyskaniu dobrej dokładności modelu odegrało uwzględnienie indukcyjności wzajemnych oraz upływności międzyuzwojeniowych i do kadzi. Należy podkreślić, że omawiany model obejmuje zakres częstotliwości od 100 Hz do 400 kHz.

Kolejnym etapem prac autora nad modelami obwodowymi było stworzenie modelu kompletnego transformatora. Była nim jednostka omówiona już w rozdziale 6.1, o mocy 16 MVA, napięciu 110/15 kV. Z założenia modelowanie odpowiedzi częstotliwościowej uzwojeń transformatora ma na celu uzyskanie zgodności takiego przebiegu z odpowiedzią rzeczywistego uzwojenia. Oczywiście model zawsze będzie przybliżeniem przebiegu rzeczywistego, w określonym marginesie błędu. Na etapie definiowania stopnia zakładanej zgodności modelu z pomiarem należy zastanowić się, jak dokładne podejście jest wymagane i uzasadnione. Podstawowym problemem jest uwzględnienie dokładności i powtarzalności kształtów przebiegów krzywych FRA, w szczególności uzyskanych różnymi miernikami, co omówiono już w rozdz. 4.2 (ryc. 4.2). Można więc postawić pytanie, czy model powinien odpowiadać zmierzonemu przebiegowi pod względem dokładnej liczby rezonansów w całym zakresie częstotliwości, ich kształtu, amplitudy i umieszczenia na osi częstotliwości czy raczej powinien pasować pod względem swojej obwiedni, czyli obszaru wystąpienia rezonansów oraz ich charakteru i amplitudy w charakterystycznych zakresach częstotliwości do odpowiedzi uzwojenia.

Na podstawie przeprowadzonych badań na rzeczywistych obiektach, badań deformacyjnych oraz symulacji autor skłania się ku stanowisku pośredniemu, czyli ku założeniu ograniczonej dokładności poszczególnych rezonansów kosztem uzyskania dużej zgodności charakteru krzywej FRA. Tym bardziej, że po uwzględnieniu samych błędów pomiaru i różnic w rejestracjach pomiędzy różnymi miernikami czy konfiguracjami przewodów dokładność odwzorowania pomiaru za pomocą modelu również może charakteryzować się większą tolerancją. Dodatkowo nie jest możliwe dokładne odwzorowanie wszystkich zjawisk

zachodzących w uzwojeniu w czasie pomiaru, co skutkuje zmianami w krzywych FRA, takimi jak przesunięcia rezonansów i zmiany amplitudy, a także lokalne różnice w kształcie charakterystyki, objawiające się np. występowaniem dodatkowych charakterystycznych punktów na wykresie. Dotyczy to w szczególności zakresu wysokich częstotliwości.

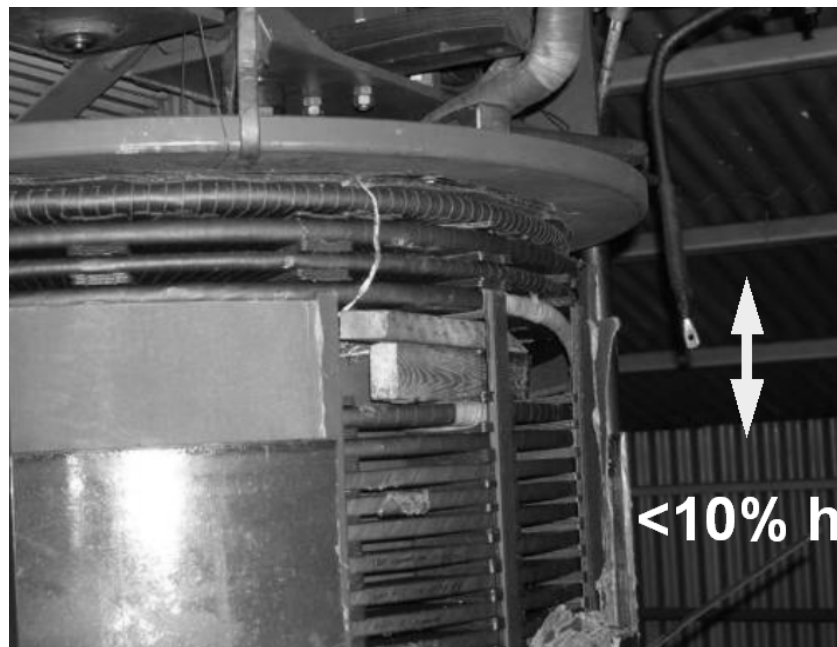
Przykład zgodności odpowiedzi modelu uzwojenia z rzeczywistą rejestracją w zakresie kluczowych dla geometrii uzwojenia częstotliwości przedstawiono na ryc. 7.6. Model uzwojenia oparty został na przybliżonych wymiarach geometrycznych – dla badanego transformatora nie była dostępna karta uzwojeń, zaś dostęp do wewnętrznych uzwojeń był utrudniony. Model oparto na układzie zastępczym podzielonym na 10 zestawów elementów skupionych RLC, zarówno szeregowych, jak i równoległych, oraz na odpowiadającym im sprzężeniom magnetycznym. Składało się na niego 156 elementów R , L i C oraz ponad 300 sprzężeń magnetycznych. Porównywane przebiegi modelu i obiektu rzeczywistego charakteryzują się zbliżonym kształtem, jednak dokładne umiejscowienie rezonansów na osi częstotliwości i ich amplituda wykazują różnice, co sprawia, że bezpośrednie ich porównanie na jednym wykresie nie będzie czytelne [12, 14, 21].



Ryc. 7.6. Porównanie odpowiedzi częstotliwościowej zarejestrowanej na rzeczywistym uzwojeniu z odpowiedzią jego modelu, z wyróżnionymi charakterystycznymi obszarami

Ważniejsze wydaje się uzyskanie porównywalnych różnic w odpowiedziach mierzonych w przypadku uzwojenia „zdrowego” i uszkodzonego z różnicami w modelach symulujących takie dwa przypadki. Zmiany pojawiające się w rejestracjach na skutek deformacji dotyczą charakterystycznych zakresów częstotliwości. Jeśli odpowiedź częstotliwościowa danego uzwojenia nie wykazuje rezonansów w charakterystycznym zakresie, to zaobserwowanie deformacji nie będzie możliwe. Tym samym różnice dotyczące modelu uzwojenia uszkodzonego i modelu nieuszkodzonego powinny pokrywać się z zakresami uzyskanymi z przebiegów rzeczywistych. Kolejne poprawianie zbieżności przedstawionego modelu z pomiarem na obiekcie byłoby zadaniem bardzo trudnym ze względu na dużą liczbę parametrów przyjętych

do obliczeń i ich wzajemnych interakcji, przy właściwościach niejednokrotnie zależnych np. od częstotliwości. Dlatego podjęto próbę zasymulowania w modelu deformacji, które również wykonano na omawianym uzwojeniu rzeczywistym. Symulowaną deformację przedstawiono na ryc. 7.7.

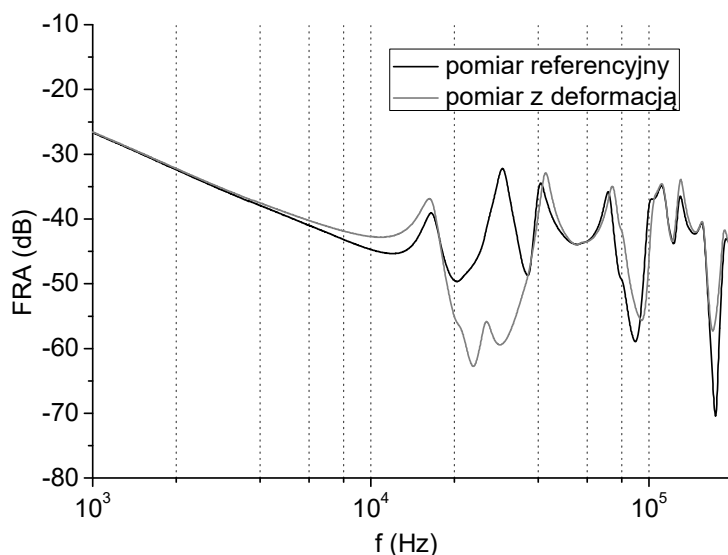


Rys. 7.7. Deformacja w uzwojeniu zasymulowana w modelu obwodowym

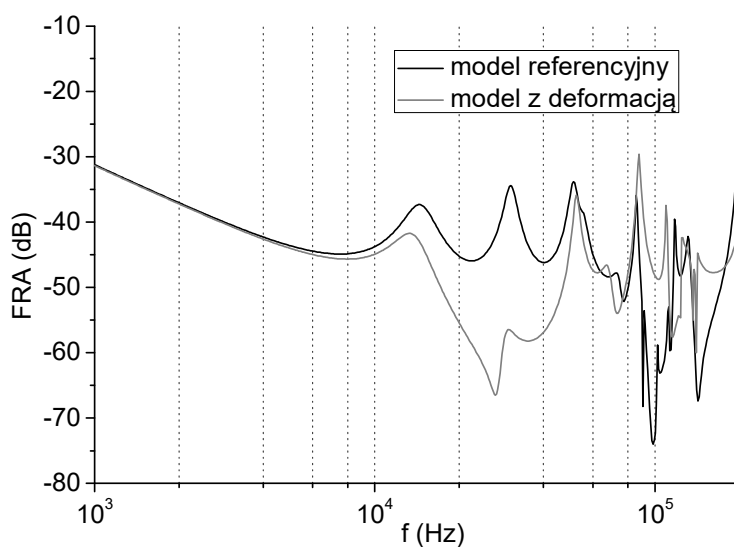
Odształcenia uzwojenia wpływają na zmianę jego lokalnych parametrów, takich jak pojemności szeregowo bądź równoległe i sprzężenia magnetyczne. Z uwagi na ograniczoną dokładność modelu zmiany tych parametrów zasymulowano tylko w pojedynczym fragmencie modelu (oczku RLC). Wyniki pomiaru i symulacji po odształceniu uzwojenia przedstawiono na ryc. 7.8 i ryc. 7.9. Deformacja polegała na osiowym przesunięciu fragmentu uzwojenia, stąd parametrami mającymi największy wpływ na przebieg były szeregowo pojemność i indukcyjność oraz związane z nią sprzężenia. Zmiany w omawianych przebiegach rzeczywistych koncentrują się głównie w przedziale 20–40 kHz. Podobny efekt udało się uzyskać dla przebiegów modelowanych, chociaż w tym wypadku pojawiły się dodatkowe różnice w przebiegach także w wyższych częstotliwościach – powyżej 100 kHz.

Przy założonej dokładności modelu uzyskanie przebiegów idealnie odwzorowujących pomiar nie jest możliwe. Mimo to uzyskano przebieg odpowiadający swoim charakterem pomiarowi na rzeczywistym obiekcie. Również zasymulowanie deformacji wpłynęło na zbliżoną do warunków rzeczywistych zmianę w krzywej FRA. Na tej podstawie można wnioskować, że kierunek badań, polegających na opracowywaniu modeli transformatorów energetycznych i symulowaniu różnego rodzaju odształceń, jest słuszny. Problemem jest posiadanie dokładnych wymiarów geometrycznych modelowanej jednostki i znajomość właściwości materiałów konstrukcyjnych. Przedstawione symulacje ukazują także, że nawet model o skończonej dokładności, oparty na podziale każdego uzwojenia tylko na 10 zastępczych

skupionych elementów szeregowych i równoległych, umożliwia uzyskanie w prosty sposób odpowiedzi modelu porównywalnej z przebiegiem uzyskanym z pomiarów w zakresach częstotliwości ukazujących deformacje uzwojeń transformatorów [12, 14, 21].



Ryc. 7.8. Zmiany w przebiegu odpowiedzi częstotliwościowej rejestrowanej dla uzwojenia rzeczywistego przed dokonaniem na nim deformacji poosiowej i po deformacji



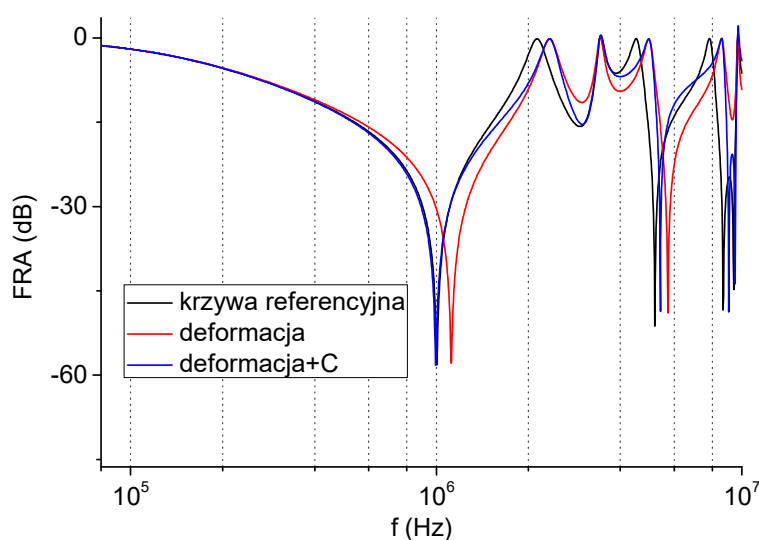
Ryc. 7.9. Zmiany w przebiegu odpowiedzi częstotliwościowej modelu przed uwzględnieniem w nim deformacji poosiowej i po niej

W toku kolejnych badań autor podjął próbę określenia tego, które parametry zmieniające się wraz z geometrią uzwojenia mają największy wpływ na zmiany w jego odpowiedzi częstotliwościowej. W tym celu wykorzystał fragment rzeczywistego uzwojenia transformatora o izolacji powietrznej, poddany badaniom opisanym w rozdz. 6.6 (ryc. 6.40). Niewielkie rozmiary geometryczne umożliwiły w tym wypadku przeprowadzenie zarówno pomiarów eksperymentalnych, jak i utworzenie modeli komputerowych z wykorzystaniem dwóch

metod. Badane uzwojenie było pozbawione rdzenia, dzięki niemu można było określić zmiany parametrów związanych tylko z samą geometrią cewki, bez wpływu np. pojemności do rdzenia lub innych uzwojeń. Wykorzystano w celu porównania pomiary podczas deformacji uzwojenia, pomiary z dołączanymi do uzwojenia rzeczywistymi elementami R , L i C oraz model obwodowy symulujący obiekt „zdrowy”, zdeformowany oraz obiekt z dołączonymi dodatkowymi elementami [17].

Pierwszym etapem badań było wykonanie pomiarów rzeczywistej odpowiedzi częstotliwościowej obiektu. Pomiary wykonano w zakresie częstotliwości od 10 Hz do 10 MHz. Na ryc. 6.41 i ryc. 6.62 przedstawiono zakres powyżej 100 kHz, w którym deformacje – i inne przeprowadzane później eksperymenty – skutkowały zmianami w charakterystyce tłumienia odpowiedzi częstotliwościowej. Badane zmiany w geometrii opierały się na zwiększaniu odstępów pomiędzy dwoma dyskami składającymi się na cewkę. Małe gabaryty wycinka uzwojenia wiążą się z małą liczbą rezonansów widocznych na wykresie i relatywnie wysokim położeniem pierwszego głównego rezonansu – ok. 1 MHz. Wyniki tych badań omówiono w rozdz. 6.6.

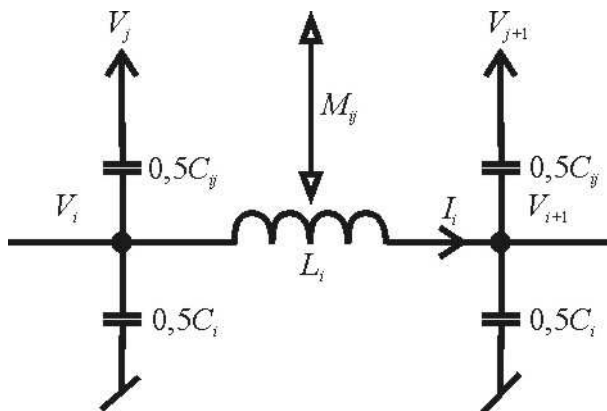
W celu potwierdzenia wniosków płynących z przeprowadzonego eksperymentu wykonany został model obwodowy oparty na elementach skupionych. Każdy zwój odwzorowany został przez jedną grupę elementów RLC. Wykorzystano rezystancje, indukcyjności i pojemności szeregowo, a także pojemności równoległe i sprzężenia magnetyczne. Do analizy przygotowano następujące warianty modelu: wariant symulujący uzwojenie w stanie pierwotnym (pomiar referencyjny), następnie wariant z uwzględnieniem wprowadzonej deformacji, a na końcu wariant z deformacją i z dołączoną dodatkowo pojemnością o wartości identycznej jak podczas pomiarów. Wyniki symulacji okazały się zgodne z pomiarami do wartości ok. 2 MHz; powyżej pojawiło się kilka rezonansów, które w przebiegu pomiarów występują najprawdopodobniej w wyższych zakresach częstotliwości. Dołączenie dodatkowej pojedynczej pojemności pomiędzy dwie warstwy uzwojenia w modelu obwodowym przywróciło położenie pierwszego rezonansu do pierwotnej częstotliwości (ryc. 7.10). Nie były konieczne zmiany innych elementów, np. sprzężeń magnetycznych. Wnioski płynące z tych eksperymentów okazały się pomocne przy tworzeniu kolejnych modeli.



Ryc. 7.10. Odpowiedź częstotliwościowa modelu przy deformacjach cewki i z dołączonym kondensatorem

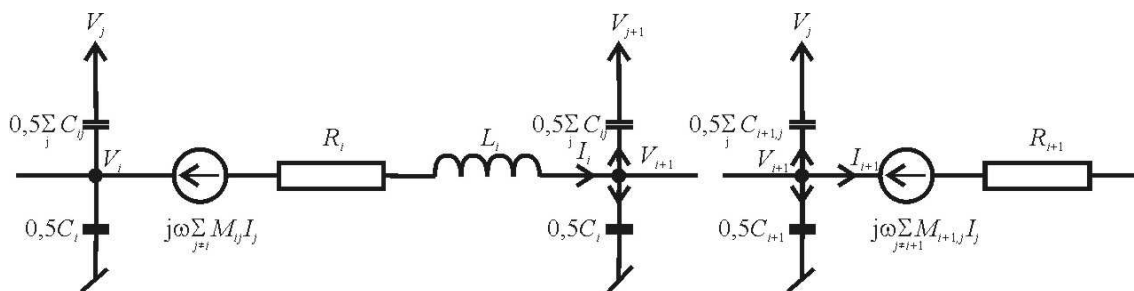
7.3. Model obwodowo-polowy

Ponieważ przygotowywanie modeli RLC na podstawie schematów obwodowych jest bardzo pracochłonne i nie zawsze daje oczekiwane rezultaty, w toku kolejnych badań autor opracował model polowy RLC, oparty na wynikach uzyskanych w programie FEM i opisany za pomocą równań. Model taki uwzględnia oddziaływania pomiędzy wszystkimi elementami w nim zawartymi; nie ma potrzeby dodawania np. dużej liczby elementów sprzęgających indukcyjności. Założenie opiera się na schematycznej gałęzi przedstawionej na ryc. 7.11 [71, 72].



Ryc. 7.11. Schematyczna reprezentacja pojedynczego zwoju

Rzeczywiste połączenie elementów w szereg, odpowiadające przewodowi w uzwojeniu, przedstawia ryc. 7.12.



Ryc. 7.12. Szeregowe połączenie dwóch przewodów (źródło: opracowanie własne)

Powyższy model uwzględnia wszystkie indukcyjności wzajemne i wszystkie pojemności wzajemne dla wszystkich zwojów, niezależnie od tego, jak daleko się znajdują od danego zwoju. Jest to niewątpliwa zaleta, w odniesieniu do podejścia opisanego w poprzednim punkcie. Model ten opisuje następujący układ równań:

$$I_i \cdot (R_i + j\omega L_i) = V_i - V_{i+1} - j\omega \sum_{j \neq i} M_{ij} I_j$$

$$V_i - V_{i+1} = I_i \cdot R_i + j\omega \sum_j M_{ij} I_j \quad (7.1)$$

Pierwsza wartość napięcia $V_i = V_{in}$ jest znana, a więc liczba nieznanych wartości napięć równa jest liczbie gałęzi N_g . Liczba równań prądowych również wynosi N_g , natomiast liczba niewiadomych wynosi N_g+1 . Jednak prąd w ostatniej gałęzi $I_{out} = V_{out}/R_0$ ($V_{out} = V_{N_g+1}$), gdzie R_0 oznacza rezystancję pomiarową. Uwzględniając (7.1), otrzymujemy dla całego modelu układ $2 \cdot N_g$ równań, których macierz przyjmuje następującą postać [71]:

$$[A] \begin{Bmatrix} V \\ I \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{VV} & A_{VI} \\ A_{IV} & A_{II} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} V \\ I \end{Bmatrix} = 0 \quad (7.2)$$

na którą składają się:

$$A_{VV} = \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & -1 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & 1 & \dots & 0 & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & -1 & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 1 & -1 \end{bmatrix}}_{N_g+1} \Bigg\} N_g \quad (7.3)$$

$$A_{VI} = \underbrace{\begin{bmatrix} -R_1 - j\omega L_{11} & -j\omega M_{12} & \dots & -j\omega M_{1,N_g} & 0 \\ -j\omega M_{21} & -R_2 - j\omega L_{22} & \dots & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ -j\omega M_{N_g-1,1} & -j\omega M_{N_g-1,2} & \dots & -j\omega M_{N_g-1,N_g} & 0 \\ -j\omega M_{N_g,1} & -j\omega M_{N_g,2} & \dots & -R_{N_g} - j\omega L_{N_g,N_g} & 0 \end{bmatrix}}_{N_g+1} \Bigg\} N_g \quad (7.4)$$

$$A_{IV} = \frac{j\omega}{2} \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & C_1 + C_2 + C_{12} & -(C_{12} + C_{23}) & \dots & -(C_{1,N_g} + C_{2,N_g+1}) \\ -C_{31} & -C_{21} & C_2 + C_3 + C_{23} & \dots & -(C_{2,N_g} + C_{3,N_g+1}) \\ -C_{41} & -C_{31} - C_{42} & -C_{32} & \dots & -(C_{3,N_g} + C_{4,N_g+1}) \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ -C_{N_g+1,1} & -C_{N_g,1} & -C_{N_g+1,2} & -C_{N_g,2} & -C_{N_g+1,3} \dots & -C_{N_g,N_g-1} \end{bmatrix}}_{N_g+1} \Bigg\} N_g \quad (7.5)$$

$$A_{II} = \underbrace{\begin{bmatrix} -1 & 1 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & -1 & \dots & 0 & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \dots & -1 & 1 \end{bmatrix}}_{N_g+1} \Bigg\} N_g \quad (7.6)$$

oraz wektor:

$$\begin{Bmatrix} V \\ I \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{in} & V_2 & \dots & V_{N_g} & V_{out} & I_{in} & I_2 & \dots & I_{N_g} & I_{out} \end{bmatrix}^T \quad (7.7)$$

Macierz A jest macierzą gęstą, a więc jej rozwiązanie dla całego uzwojenia trwa długo. Wszystkie parametry RLC uzyskano z analizy 2D pola elektromagnetycznego. Dzięki takiemu podejściu możliwe jest bardziej dokładne obliczenie wnikania pola do przewodów przy wyższych częstotliwościach niż podczas modelowania 3D, gdyż dysponuje się większą liczbą elementów skończonych. Zaletą stosowania obliczeń FEM, chociażby w odniesieniu do metod analitycznych, jest uwzględnienie w nich efektów naskórkowości i zbliżenia. Oba efekty zmniejszają indukcyjności uzwojenia w wysokich częstotliwościach o ok. 10%. Oczywiście stosowanie modelu 2D ma też ograniczenia, wynikające z założenia symetrii kołowo-walcowej modelowanego obiektu. Obliczenia wykonano w komercyjnym pakiecie FEM – ANSYS Maxwell, z którego uzyskano obliczone macierze impedancji wykorzystane w obliczeniach macierzy A .

Podobne podejście do tego problemu można znaleźć w pracy [145]. Określenie pojemności własnych i wzajemnych opiera się na rozwiązaniu poniższego równania pola elektrostatycznego:

$$\nabla \cdot (\varepsilon_r \varepsilon_0 \nabla \Phi(r, z)) = -\rho \quad (7.8)$$

gdzie:

Φ – skalarny potencjał pola elektrycznego indukowanego ładunkiem o gęstości ρ ,

$\varepsilon_0, \varepsilon_r$ – przenikalność próżni i względna przenikalność otoczenia.

Określenie wzajemnych i własnych indukcyjności wymaga rozwiązania równania pola elektromagnetycznego 2D:

$$\nabla \times \frac{1}{\mu} (\nabla \times \mathbf{A}) + j\omega\gamma \mathbf{A} = \mathbf{J}_s \quad (7.9)$$

gdzie:

$\mathbf{A}$ – wektorowy potencjał magnetyczny,

ω – pulsacja źródła zasilania,

μ, γ – przenikalność magnetyczna ośrodka i jego przewodność,

$\mathbf{J}_s$ – gęstość prądu w uzwojeniach.

Wartości indukcji uzyskane są z energii pola magnetycznego W_{AV} obliczonego na podstawie dwóch modeli i oraz j , przy prądzie zasilającym o wartości amplitudy I_{Peak} w danych zwojach:

$$W_{AV} = \frac{1}{4} \int \mathbf{B}_i \cdot \mathbf{H}_j^* dV, \quad L_{ij} = \frac{4W_{AV}}{I_{Peak}^2} = \int \mathbf{B}_i \cdot \mathbf{H}_j d\Omega \quad (7.10)$$

gdzie:

$\mathbf{B}, \mathbf{H}$ – wektory indukcji i natężenia pola magnetycznego, mające w analizowanym przypadku składowe dwuwymiarowe.

Pojemności własne i wzajemne uzyskano poprzez zasilenie poszczególnych zwojów i obliczenie energii pola elektrycznego:

$$W_{ij} = \frac{1}{2} \int_{\Omega} \mathbf{D}_i \cdot \mathbf{E}_j d\Omega, \quad C_{ij} = \frac{2W_{ij}}{V^2} = \int_{\Omega} \mathbf{D}_i \cdot \mathbf{E}_j d\Omega \quad (7.11)$$

gdzie:

$\mathbf{D}, \mathbf{E}$ – wektory indukcji elektrycznej i natężenia pola elektrycznego, mające w analizowanym przypadku dwie składowe.

Wartości rezystancji zwojów obliczono ze strat mocy czynnej P wskutek przepływu prądu o gęstości $\mathbf{J}$:

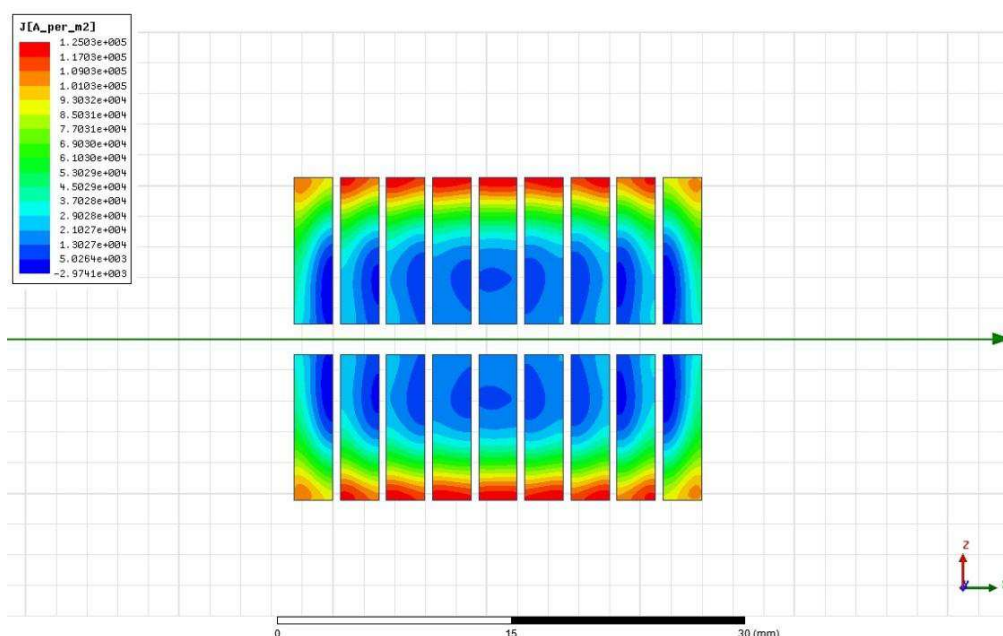
$$P = \frac{1}{2\gamma} \int \mathbf{J} \cdot \mathbf{J}^* d\Omega, \quad R = \frac{2P}{I_{Peak}^2} = \frac{\int \mathbf{J} \cdot \mathbf{J}^* d\Omega}{\gamma I_{Peak}^2} \quad (7.12)$$

gdzie:

I_{Peak} – wartość szczytowa prądu zasilającego,

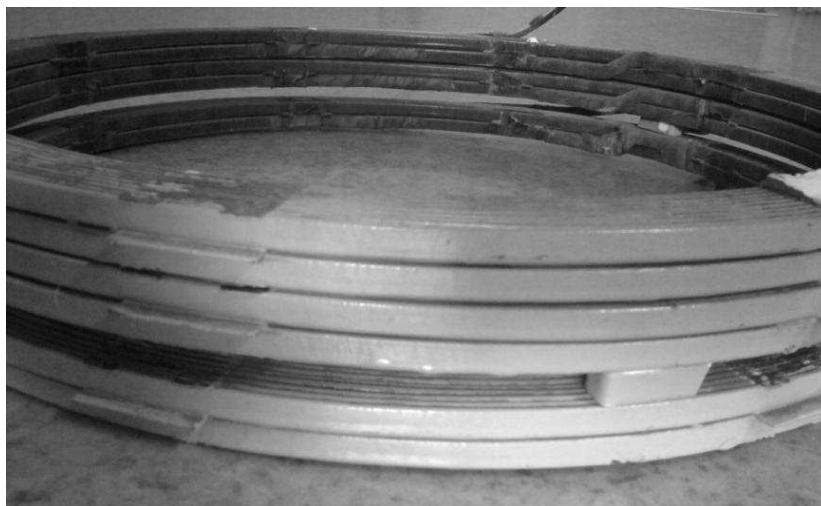
γ – przewodność zwoju.

Przy częstotliwościach stosowanych w metodzie FRA w uzwojeniach występuje bardzo silne wypieranie prądu. Z tego względu konieczna jest dyskretyzacja elementami skończonymi o rozmiarze znacznie mniejszym od głębokości wnikania pola przy największej częstotliwości. Analizowany obszar zdyskretyzowano liczbą ok. 64 tys. elementów trójkątnych. W celu lepszej aproksymacji warunków brzegowych zastosowano metodę balooningu. Efekty naskórkowości oraz zbliżenia ilustruje ryc. 7.13, na której wykreślono gęstość prądu w jednym dysku analizowanej cewki.

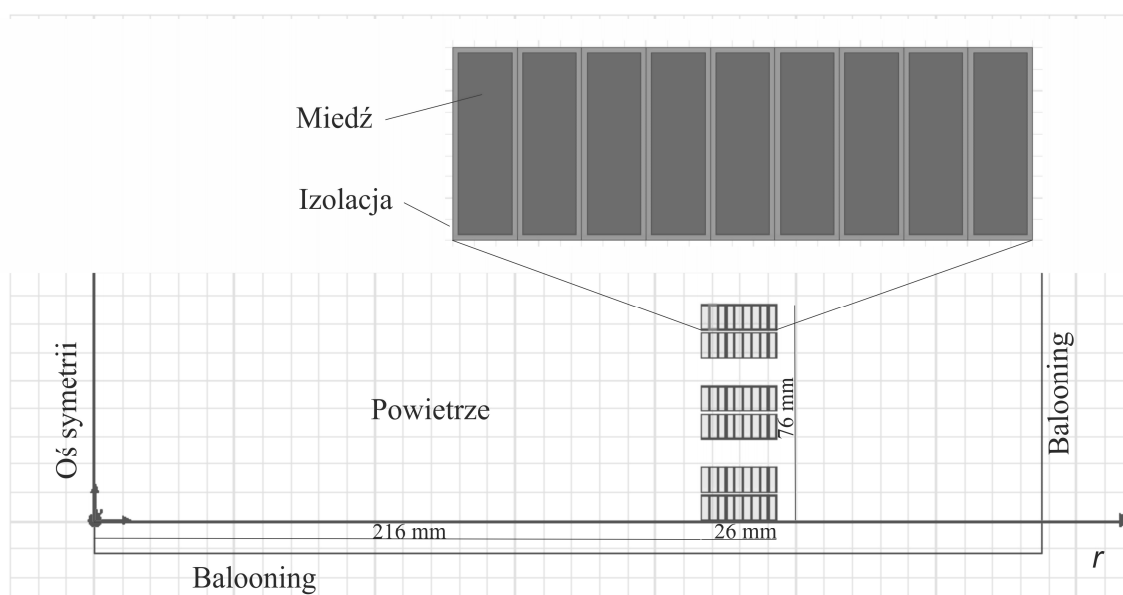


Ryc. 7.13. Gęstość prądu we fragmencie uzwojenia, przy częstotliwości 1 kHz

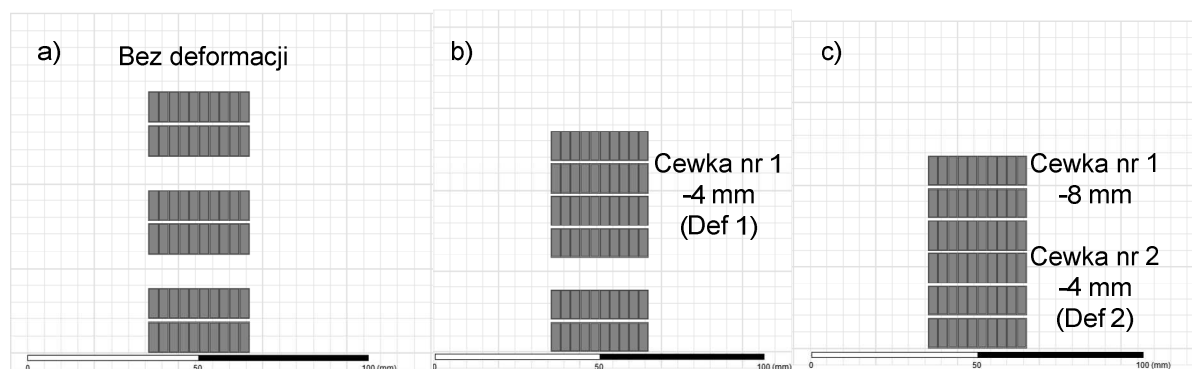
Przedstawiony model, oparty na równaniu (7.1), zweryfikowano eksperymentalnie, dokonując pomiaru na cewce o 54 zwojach, którego wynik porównano z odpowiedzią uzyskaną z modelu. Cewka pochodziła ze wspomnianego transformatora B (800 kVA, 6,3/0,4 kV). Wykonano pomiary oraz modele uzwojenia w stanie pierwotnym oraz po zasymulowaniu deformacji poosiowej. Wprowadzenie deformacji poosiowych umożliwiło wykonanie dokładniejszych obliczeń 2D dzięki założeniu symetrii poosiowej uzwojenia. Widok cewki przedstawiony jest na ryc. 7.14, a jej model uzyskany w programie FEM Ansys Maxwell – na ryc. 7.15. Na ryc. 7.16 ukazano wprowadzane do modelu deformacje. Wszystkie deformacje polegały na zmianie odstępów między składowymi cewkami uzwojenia.



Ryc. 7.14. Cewka o 60 zwojach z wprowadzoną deformacją poosiową pochodzącą z transformatora B

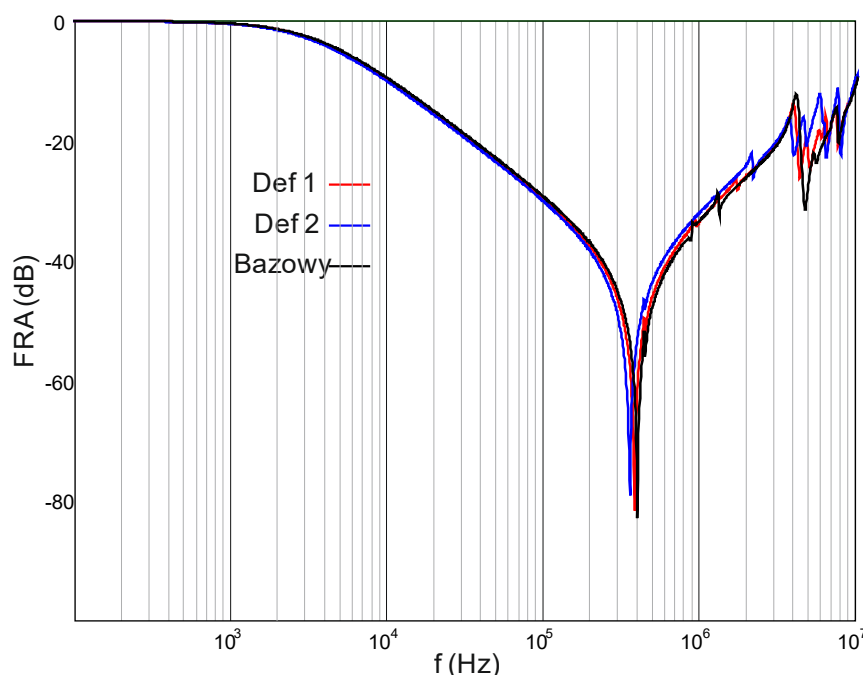


Ryc. 7.15. Model uzwojenia 54-zwojowego wykonany w pakiecie Ansys Maxwell

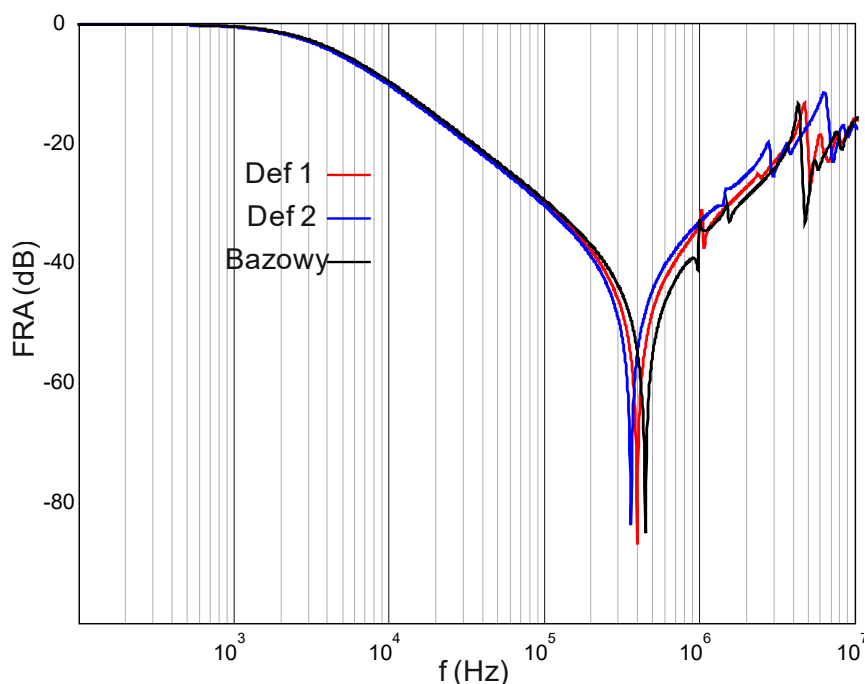


Ryc. 7.16. Model cewki z ryc. 7.17, z wprowadzonymi deformacjami

Wpływ deformacji na pomiary przedstawiono na ryc. 7.17. Główny rezonans przesunięty został w stronę niższych częstotliwości, zmienił się także kształt mniejszych rezonansów na zboczu pojemnościowym ok. 1 MHz i cały zakres powyżej 5 MHz. Podobny efekt uzyskano w przypadku modelu RLC, co obrazuje ryc. 7.18. Zmiany i ich kierunki (w osiach częstotliwości i tłumienia) są analogiczne, różni się tylko ich skala. Wpływ na tę niedokładność może mieć niedoskonałość obiektu rzeczywistego (brak idealnej symetrii, różne odstępów pomiędzy zwojami i cewkami składowymi) oraz wpływ otoczenia na pomiar.



Ryc. 7.17. Wpływ deformacji poosiowych (z ryc. 7.16) na pomiar na obiekcie rzeczywistym

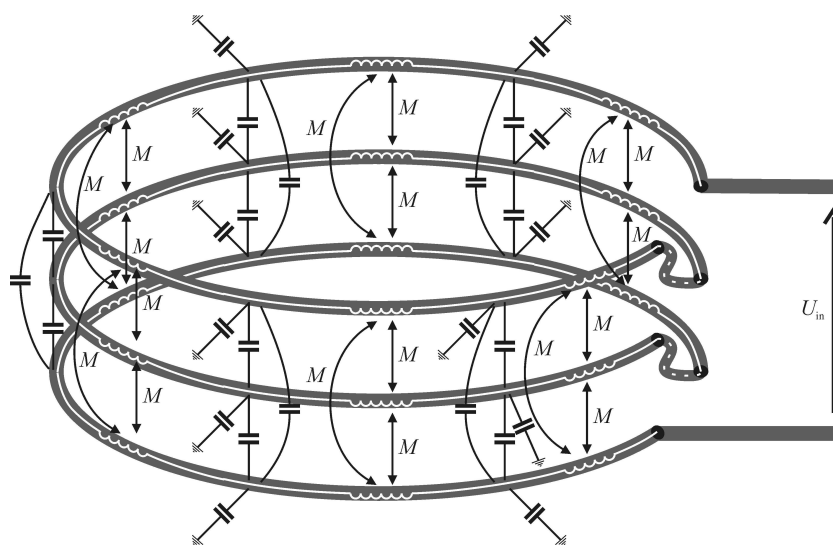


Rys. 7.18. Wpływ deformacji poosiowych (z ryc. 7.15) na odpowiedź modelu RLC

Przedstawione wyniki potwierdzają słuszność przyjętego podejścia do modelowania RLC. Wykorzystanie modeli skonstruowanych w omówiony sposób umożliwia symulowanie odpowiedzi złożonych obiektów; ograniczeniem jest tylko moc obliczeniowa wykorzystywanego komputera.

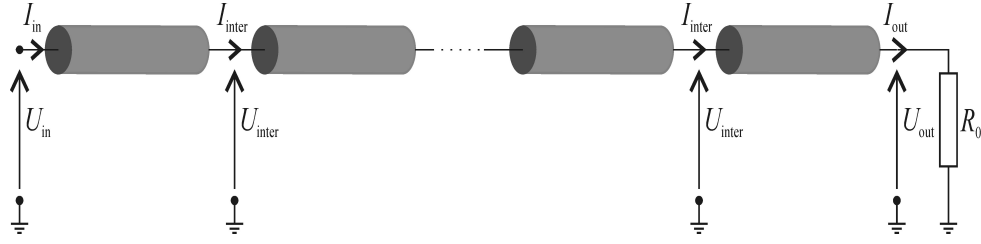
7.4. Model polowy z elementami linii długiej

Model obwodowy, przedstawiony w rozdz. 7.2, został przez autora zmodyfikowany poprzez dodanie elementów linii długiej. Metodę tę nazwano TLM (z ang. Transmission Line Model). Przykładowy model TLM prostego uzwojenia jest pokazany na ryc. 7.19. Składa się on z trzech zwojów. Każdy ze zwojów umieszczony został na jednej płaszczyźnie i jest reprezentowany przez jeden odcinek linii transmisyjnej. Na rycinie zaznaczono symbolicznie elementy wchodzące w skład modelu o stałych rozłożonych. Są to indukcyjności własne zwojów i wzajemne pomiędzy zwojami, pojemności własne (względem otoczenia) oraz pojemności wzajemne – międzyzwojowe. Ponieważ każdy ze zwojów znajduje się na płaszczyźnie, charakteryzują się one symetrią kołowo-walcową, co umożliwia użycie modelu dwuwymiarowego [22, 23, 71].



Ryc. 7.19. Schemat uzwojenia wykorzystywany do modelowania metodą TLM

W prezentowanych poniżej badaniach wykonano bardziej złożony model, reprezentujący fragment rzeczywistego uzwojenia transformatora B, który przedstawiono na ryc. 6.6. Była to pojedyncza cewka o dwóch warstwach – po 9 zwojów w każdej z nich. Tak jak poprzednio izolację międzyzwojową stanowił lakier izolacyjny. Wszystkie elementy oraz geometria uzwojenia zostały uwzględnione w prezentowanym modelu. Każdemu zwojowi z ryc. 7.18 odpowiada element linii transmisyjnej przedstawiony na ryc. 7.20; wprowadzono oznaczenia prądów i napięć używane w następnych obliczeniach.



Ryc. 7.20. Schemat zastępczy układu linii transmisyjnych wykorzystany w prezentowanej metodzie

Równania telegrafistów dla takiego układu linii transmisyjnych mają postać:

$$\begin{aligned} \frac{d\mathbf{U}}{dx} &= -\mathbf{Z} \cdot \mathbf{I}, \quad \mathbf{Z} = \mathbf{R} + j\omega\mathbf{L} \left(\frac{\Omega}{\text{m}} \right) \\ \frac{d\mathbf{I}}{dx} &= -\mathbf{Y} \cdot \mathbf{U}, \quad \mathbf{Y} = j\omega\mathbf{C} \left(\frac{\text{S}}{\text{m}} \right) \end{aligned} \quad (7.13)$$

gdzie:

$$\mathbf{U} = \begin{bmatrix} U_{\text{in}} \\ U_{\text{inter}} \\ \dots \\ U_{\text{out}} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{I} = \begin{bmatrix} I_{\text{in}} \\ I_{\text{inter}} \\ \dots \\ I_{\text{out}} \end{bmatrix}.$$

$\mathbf{Z}$ oraz $\mathbf{Y}$ oznaczają macierze własnych i wzajemnych impedancji i admitancji na jednostkę długości uzwojenia x . Macierz rezystancji $\mathbf{R}$ zawiera jedynie rezystancje własne zwojów. Równania (7.13) stanowią układ sprzężonych równań różniczkowych i w przedstawionej postaci są trudne do rozwiązania. Metoda zaproponowana przez autora oparta jest na koncepcji przedstawionej w pracy de Gersema [108]; polega ona na dekompozycji macierzy $\mathbf{Z}$ oraz $\mathbf{Y}$ do postaci diagonalnej:

$$\mathbf{Z} = \mathbf{Q}_u \cdot \mathbf{Z}_d \cdot \mathbf{Q}_i^{-1}, \quad \mathbf{Y} = \mathbf{Q}_i \cdot \mathbf{Y}_d \cdot \mathbf{Q}_u^{-1} \quad (7.14)$$

Autorzy pracy [108] proponują wyznaczanie $\mathbf{Q}_i$ z dekompozycji iloczynu macierzy $\mathbf{ZY}$, podczas gdy $\mathbf{Q}_u$ jest wyznaczane jako $\mathbf{Q}_u = \mathbf{Z} \cdot \mathbf{Q}_i$. Konsekwencją jest zawsze jednostkowa macierz $\mathbf{Z}_d$, ponieważ $\mathbf{Z}_d = \mathbf{Q}_u^{-1} \cdot \mathbf{Z} \cdot \mathbf{Q}_i = [\mathbf{1}]$. Propozycją autora monografii jest wyznaczanie obydwu macierzy, $\mathbf{Q}_i$ oraz $\mathbf{Q}_u$, poprzez dekompozycję na wartości własne:

$$\begin{aligned} \mathbf{Z} \cdot \mathbf{Y} &= \mathbf{Q}_u \cdot \mathbf{Z}_d \cdot \mathbf{Y}_d \cdot \mathbf{Q}_u^{-1} \\ \mathbf{Y} \cdot \mathbf{Z} &= \mathbf{Q}_i \cdot \mathbf{Y}_d \cdot \mathbf{Z}_d \cdot \mathbf{Q}_i^{-1} \end{aligned} \quad (7.15)$$

W takim przypadku w modelu niezawierającym sprzężeń międzyzwojowych, dla którego macierze $\mathbf{Z}$ i $\mathbf{Y}$ są od początku diagonalne, nie ulegają one modyfikacji. Zaproponowana dekompozycja pozwala na odsprężenie równań telegrafistów:

$$\begin{aligned}\frac{d\mathbf{U}}{dx} &= -\mathbf{Q}_u \cdot \mathbf{Z}_d \cdot \mathbf{Q}_i^{-1} \cdot \mathbf{I} \rightarrow \mathbf{Q}_u^{-1} \cdot \frac{d\mathbf{U}}{dx} = -\mathbf{Z}_d \cdot \mathbf{Q}_i^{-1} \cdot \mathbf{I} \rightarrow \frac{d\mathbf{U}_m}{dx} = -\mathbf{Z}_d \cdot \mathbf{I}_m \\ \frac{d\mathbf{I}}{dx} &= -\mathbf{Q}_i \cdot \mathbf{Y}_d \cdot \mathbf{Q}_u^{-1} \cdot \mathbf{U} \rightarrow \mathbf{Q}_i^{-1} \cdot \frac{d\mathbf{I}}{dx} = -\mathbf{Y}_d \cdot \mathbf{Q}_u^{-1} \cdot \mathbf{U} \rightarrow \frac{d\mathbf{I}_m}{dx} = -\mathbf{Y}_d \cdot \mathbf{U}_m\end{aligned}\quad (7.16)$$

Jak wynika z równań (7.16), $\mathbf{U}_m = \mathbf{Q}_u^{-1} \mathbf{U}$, a $\mathbf{I}_m = \mathbf{Q}_i^{-1} \mathbf{I}$. Rozwiązanie tych równań następuje w znany sposób, prowadząc do macierzy łańcuchowej pojedynczego elementu k linii transmisyjnej:

$$\mathbf{A}_{m,k} = \begin{bmatrix} \text{ch}\beta_k l & Z_{c,k} \cdot \text{sh}\beta_k l \\ \frac{1}{Z_{c,k}} \text{sh}\beta_k l & \text{ch}\beta_k l \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{m,uu,k} & A_{m,ui,k} \\ A_{m,iu,k} & A_{m,ii,k} \end{bmatrix} \quad (7.17)$$

gdzie:

$$\beta_k = \sqrt{Z_{dk,k} \cdot Y_{dk,k}},$$

$$Z_{c,k} = \sqrt{\frac{Z_{dk,k}}{Y_{dk,k}}},$$

l – długość zwoju.

Wartości współczynnika przenoszenia β oraz impedancji falowej Z_c poszczególnych zwojów k są wyznaczane na podstawie elementów diagonalnych k,k macierzy zdekomponowanych $\mathbf{Z}_d$ oraz $\mathbf{Y}_d$. Pojedyncze zwoje można teraz połączyć, tworząc uzwojenie:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{U}_m \\ \mathbf{I}_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{m,uu} & \mathbf{A}_{m,ui} \\ \mathbf{A}_{m,iu} & \mathbf{A}_{m,ii} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{U}_m(0) \\ \mathbf{I}_m(0) \end{bmatrix} \quad (7.18)$$

przy czym $\mathbf{A}_{m,xx}$ są diagonalnymi macierzami zawierającymi odpowiednie człony wzięte z macierzy dla pojedynczych elementów (7.17). $\mathbf{U}_m(0)$ oraz $\mathbf{I}_m(0)$ oznaczają wartości na początku zwojów. Zastępując zdekomponowane napięcia i prądy przez ich oryginały, otrzymuje się:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{Q}_u^{-l} \cdot \mathbf{U} \\ \mathbf{Q}_i^{-l} \cdot \mathbf{I} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{m,uu} & \mathbf{A}_{m,ui} \\ \mathbf{A}_{m,iu} & \mathbf{A}_{m,ii} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{Q}_u^{-l} \cdot \mathbf{U}(0) \\ \mathbf{Q}_i^{-l} \cdot \mathbf{I}(0) \end{bmatrix} \quad (7.19)$$

a następnie układ równań dla całego uzwojenia:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{U} \\ \mathbf{I} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{Q}_u \cdot \mathbf{A}_{m,uu} \cdot \mathbf{Q}_u^{-1} & \mathbf{Q}_u \cdot \mathbf{A}_{m,ui} \cdot \mathbf{Q}_i^{-1} \\ \mathbf{Q}_i \cdot \mathbf{A}_{m,iu} \cdot \mathbf{Q}_u^{-1} & \mathbf{Q}_i \cdot \mathbf{A}_{m,ii} \cdot \mathbf{Q}_i^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{U}(0) \\ \mathbf{I}(0) \end{bmatrix} \quad (7.20)$$

który w skrócie zostanie zapisany jako:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{U} \\ \mathbf{I} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{uu} & \mathbf{A}_{ui} \\ \mathbf{A}_{iu} & \mathbf{A}_{ii} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{U}(0) \\ \mathbf{I}(0) \end{bmatrix} \quad (7.21)$$

Zgodnie z oznaczeniami wprowadzonymi na ryc. 7.20 wektory napięć i prądów zawierają składniki przedstawione w równaniu (7.22). Znajomość wektorów napięć i prądów wewnątrz uzwojenia $\mathbf{U}_{\text{inter}}$ oraz $\mathbf{I}_{\text{inter}}$, a także prądu I_{out} nie jest potrzebna do obliczenia funkcji przejścia uzwojenia; wyznaczyć trzeba jedynie napięcie U_{in} i U_{out} :

$$\begin{bmatrix} U_{in} \\ \mathbf{U}_{inter} \\ I_{in} \\ \mathbf{I}_{inter} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{uu} & \mathbf{A}_{ui} \\ \mathbf{A}_{iu} & \mathbf{A}_{ii} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{U}_{inter} \\ U_{out} \\ \mathbf{I}_{inter} \\ I_{out} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{uu} & \mathbf{A}_{ui} \\ \mathbf{A}_{iu} & \mathbf{A}_{ii} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{U}_{inter} \\ U_{out} \\ \mathbf{I}_{inter} \\ \frac{U_{out}}{R_0} \end{bmatrix} \quad (7.22)$$

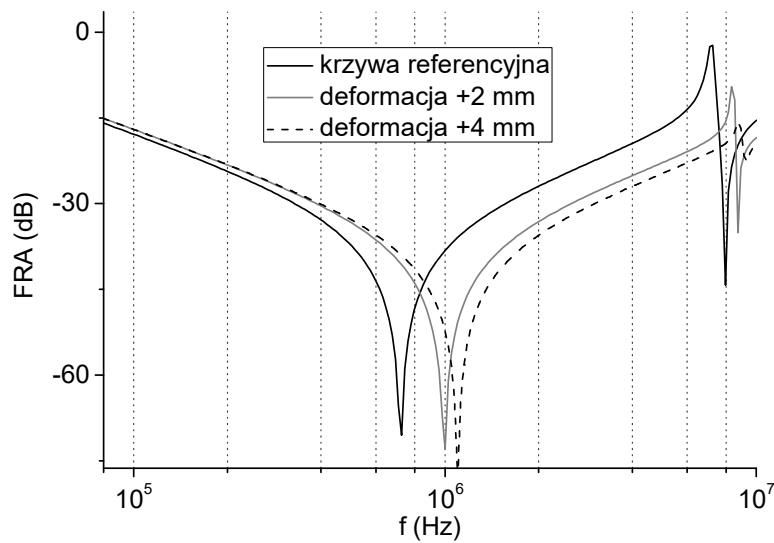
Założono, że prąd zasilający $I_{in} = 1A$. W celu wyznaczenia tych napięć układ równań jest przekształcony do postaci, w której struktura macierzy została przedstawiona na ryc. 7.21:

$$\begin{bmatrix} U_{in} \\ \mathbf{U}_{inter} \\ I_{in} \\ \mathbf{I}_{inter} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{uu,1} & A_{uu,1,n} & \mathbf{A}_{ui,1} & A_{ui,1,n} \\ \hat{\mathbf{A}}_{uu} & \mathbf{A}_{uu,n} & \hat{\mathbf{A}}_{ui} & \mathbf{A}_{ui,n} \\ \mathbf{A}_{iu,1} & A_{iu,1,n} & \mathbf{A}_{ii,1} & A_{ii,1,n} \\ \hat{\mathbf{A}}_{iu} & \mathbf{A}_{iu,n} & \hat{\mathbf{A}}_{ii} & \mathbf{A}_{ii,n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{U}_{inter} \\ U_{out} \\ \mathbf{I}_{inter} \\ \frac{U_{out}}{R_0} \end{bmatrix} \quad (7.23)$$

a ostatecznie do postaci (7.24), której rozwiązanie dostarcza potrzebne wartości U_{in} i U_{out} :

$$\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ I_{in} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{uu,1} & A_{uu,1,n} + \frac{A_{ui,1,n}}{R_0} & \mathbf{A}_{ui,1} & -1 \\ \hat{\mathbf{A}}_{uu} - \mathbf{1} & \mathbf{A}_{uu,n} + \frac{\mathbf{A}_{ui,n}}{R_0} & \hat{\mathbf{A}}_{ui} & 0 \\ \mathbf{A}_{iu,1} & A_{iu,1,n} + \frac{A_{ii,1,n}}{R_0} & \mathbf{A}_{ii,1} & 0 \\ \hat{\mathbf{A}}_{iu} & \mathbf{A}_{iu,n} + \frac{\mathbf{A}_{ii,n}}{R_0} & \hat{\mathbf{A}}_{ii} - \mathbf{1} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{U}_{inter} \\ U_{out} \\ \mathbf{I}_{inter} \\ U_{in} \end{bmatrix} \quad (7.24)$$

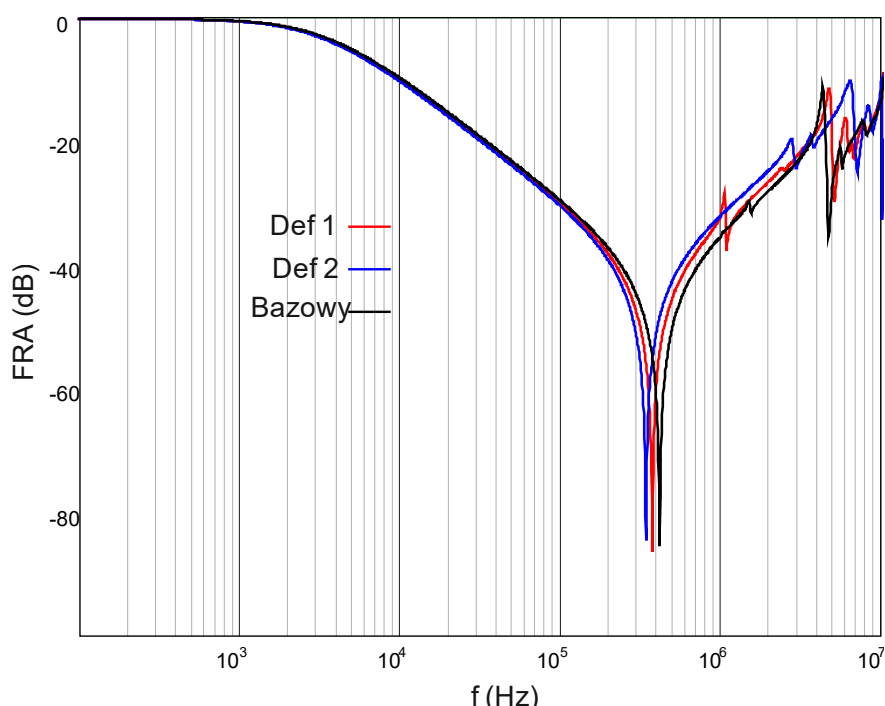
Odpowiedź częstotliwościową modelu polowego TLM przygotowanego dla cewki 18-zwojowej, odpowiadającej wynikom z ryc. 7.10 (pomiar) i ryc. 7.12 (model obwodowy RLC), przedstawiono na ryc. 7.21.



Ryc. 7.21. Odpowiedź częstotliwościowa modelu polowego TLM cewki 18-zwojowej

Charakter zmian odpowiada pomiarowi na obiekcie rzeczywistym, jednak ich skala jest znacznie większa. Wpływ mają na to zapewne m.in. niedokładności samego pomiaru i niedoskonałe odwzorowanie w modelu rzeczywistych kształtów i parametrów materiałowych uzwojenia. Można za to zauważyć o wiele większe dopasowanie odpowiedzi modelu i pomiaru, niż w przypadku modelu RLC (ryc. 7.12). Wyniki te potwierdzają słuszność przyjętej metodologii modelowania.

Podobne wyniki autor uzyskał w przypadku uzwojenia o 54 zwojach; wyniki pomiaru zaprezentowano na ryc. 7.17, a odpowiedź częstotliwościową modelu RLC – na ryc. 7.18. Model TLM umożliwia uzyskanie wyników, które są bardziej zgodne z pomiarem na obiekcie rzeczywistym niż model RLC – zarówno w przypadku uzwojenia „zdrowego”, jak i po wprowadzeniu deformacji (ryc. 7.22).

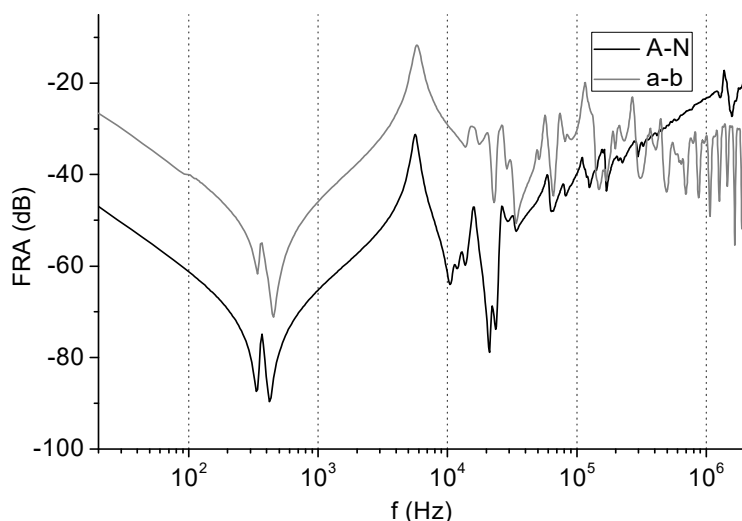


Ryc. 7.22. Odpowiedź modelu TLM cewki o 54 zwojach, z wprowadzonymi deformacjami

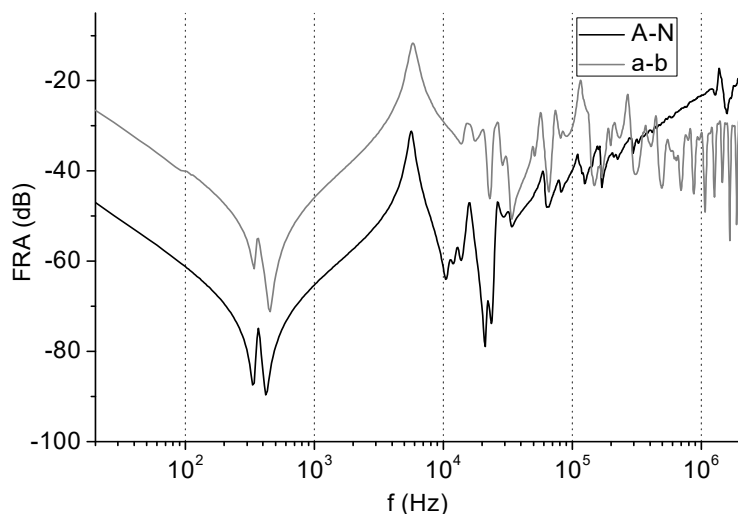
Proponowana metoda symulowania odpowiedzi częstotliwościowej uzwojenia transformatora, oparta na elementach linii transmisyjnej i bezpośrednich obliczeniach polowych, umożliwia przeprowadzenie modelowania rzeczywistych obiektów. Odpowiednie zwiększenie dokładności obliczeń i większe uszczegółowienie modelu, wraz z jego optymalizacją, umożliwi poprawę odwzorowania rzeczywistej odpowiedzi uzwojenia na drodze symulacji. Bardzo ważnym etapem proponowanego postępowania jest wyznaczanie parametrów obwodowych na podstawie obliczeń pola elektrycznego i elektromagnetycznego. Bez względu na liczbę kombinacji, potrzebnych do obliczeń opisanych zależności, są one długotrwałe. W przypadku przedstawionego w pracy modelu składającego się z niewielkiej liczby zwojów zajmowały one około 10 min przy użyciu serwera z procesorem 6-Core Xeon 3GHz 80GB RAM. Jednak w innych obliczeniach, przy większej liczbie zwojów, czas obliczeń wydłużał się kwadratowo. W modelu, podobnie jak w badanym uzwojeniu, nie uwzględniono rdzenia magnetycznego, jednak w przypadku analizowanego zakresu częstotliwości rdzeń nie ma większego wpływu [22, 23, 71].

7.5. Modelowanie pierwszego rezonansu równoległego (w układzie *end-to-end*)

Standardowym układem pomiarowym, zalecanym jako podstawowy przez normę [82], jest układ pomiędzy końcami uzwojenia (*end-to-end*). Powiązanie poszczególnych zakresów częstotliwości rejestrowanego sygnału ze zjawiskami zachodzącymi w transformatorze, a także sam podział na te zakresy, omówiono w poprzednich rozdziałach. Autor przeprowadził analizę wyników FRA dotyczącą znacznej liczby transformatorów w warunkach przemysłowych i w warunkach kontrolowanych deformacji, poddając obserwacji m.in. położenie pierwszego rezonansu równoległego. Częstotliwość występowania tego rezonansu zależy od mocy transformatora; w przypadku małych transformatorów przesuwają się w stronę większych wartości, zazwyczaj kilku kiloherców; w przypadku jednostek dużych geometrycznie jest to poziom kilkuset herców. Tak niska częstotliwość rezonansowa wskazywałaby na istnienie dużej pojemności, której w mierzonych uzwojeniach nie ma. Poza tym, jak pokazano na ryc. 7.23–7.25, rezonans ten dotyczy wszystkich uzwojeń danego transformatora (górnych, dolnych) występuje przy tej samej częstotliwości i ma podobny kształt [25], pomimo że uzwojenie dolnego napięcia ma o wiele mniej zwojów.

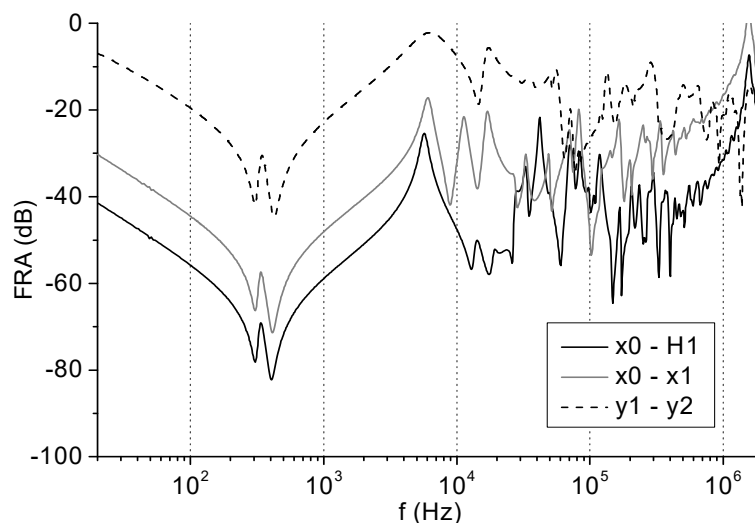


Ryc. 7.23. Odpowiedź częstotliwościowa uzwojeń transformatora TORb 10000/110, 115/22 kV, 10 MVA, YNd11



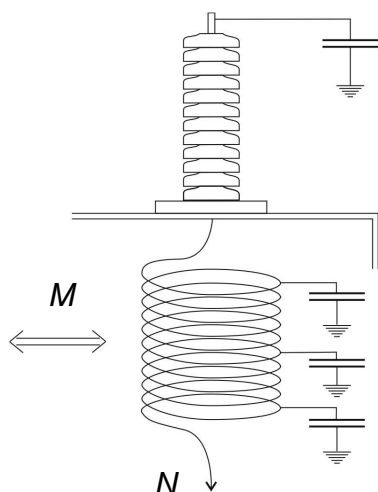
Ryc. 7.24. Odpowiedź częstotliwościowa uzwojeń transformatora TNARBA-25000/110PNPN, 115/16,5 kV, 25 MVA, YNd11

Szczególnie dobrze widać to na ryc. 7.25 w przypadku autotransformatora z uzwojeniem wyrównawczym $y1-y2$, którego odpowiedź zawiera taki sam rezonans – pomimo innej konstrukcji, innych gabarytów i innego układu połączeń (15 kV, w trójkąt). Można zatem wnioskować, że rezonans ten nie zależy od badanego uzwojenia.



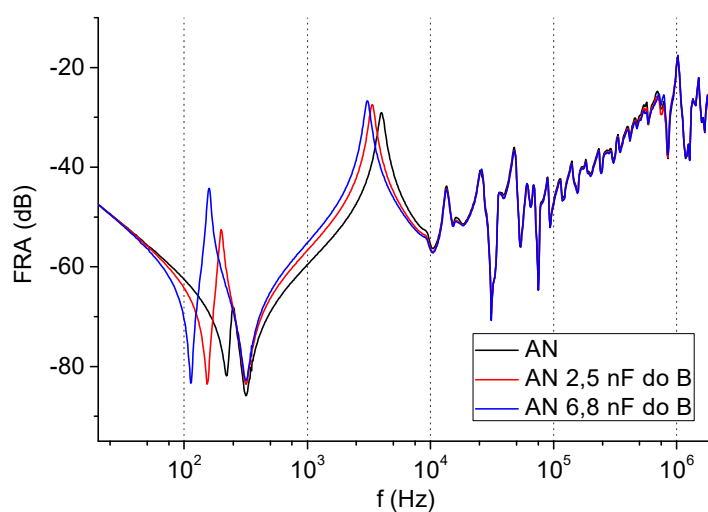
Ryc. 7.25. Odpowiedź częstotliwościowa uzwojeń autotransformatora RtdXP-125000/200, 230/120/15,75 kV, 160 MVA, YNa

Wnioski płynące z eksperymentów przeprowadzonych w warunkach kontrolowanych deformacji uzwojeń kilku transformatorów wskazują, że nie mają one wpływu na położenie i kształt pierwszego rezonansu. Można zatem założyć, że jest on na potrzeby diagnostyczne nieprzydatny. Dotychczasowe algorytmy modelowania uzwojeń, przedstawione np. w pracach [47, 145], nie uwzględniały pochodzenia tego rezonansu; dlatego wymagają uzupełnienia modelu i odpowiedniej modyfikacji algorytmu. Przyczyna zaistnienia pierwszego rezonansu nie dotyczy badanego uzwojenia. Zdaniem autora rezonans ten powstaje przy udziale uzwojenia fazy innej niż fazy mierzone, które podczas pomiaru FRA pozostają otwarte. Oczywiście dotyczy to pomiarów w standardowej konfiguracji pomiędzy końcami uzwojenia (*end-to-end open*), gdyż zwarcie strony przeciwnej podczas pomiaru (*end-to-end shorted*) „wycina” analizowany zakres z pomiaru. Jeśli uzwojenie jest połączone w gwiazdę, to jest ono jedynie dołączone do przepustów, jak pokazano na ryc. 7.26.

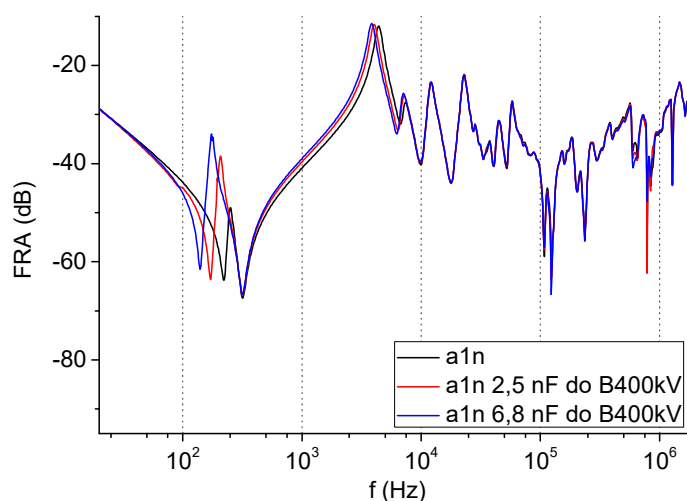


Ryc. 7.26. Uzwojenie wysokonapięciowe sprężone indukcyjnie z badanym uzwojeniem niskim, wraz z pojemnościami własnymi i pojemnościami przepustów

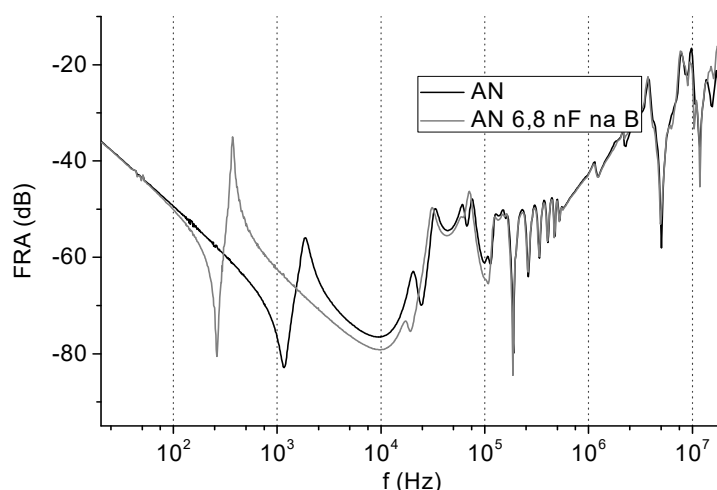
W celu potwierdzenia powyższych założeń przeprowadzono eksperymenty polegające na dołączeniu do przepustu górnego napięcia w przypadku fazy innej, niż faza badana, kondensatorów o różnych wartościach (pomiędzy wyprowadzenie przepustu a uziemioną kładź). Zarejestrowana odpowiedź częstotliwościowa wykazuje przesunięcie omawianego rezonansu w dziedzinie częstotliwości, przy niezmięnionej pozostałej części przebiegu. Pomiary takie wykonano w warunkach przemysłowych na autotransformatorze 400/123/31,5 kV, 250 MVA oraz w warunkach laboratoryjnych na transformatorze 15/0,4 kV, 800 kVA. W przypadku drugiej jednostki możliwe było dowolne konfigurowanie uzwojeń i łączenie ich według potrzeb w trójkąt lub gwiazdę. Poniżej zaprezentowano krzywe odpowiedzi częstotliwościowej obu jednostek (autotransformator 250 MVA: ryc. 7.27, ryc. 7.28; transformator 800 kVA: ryc. 7.29, ryc. 7.30).



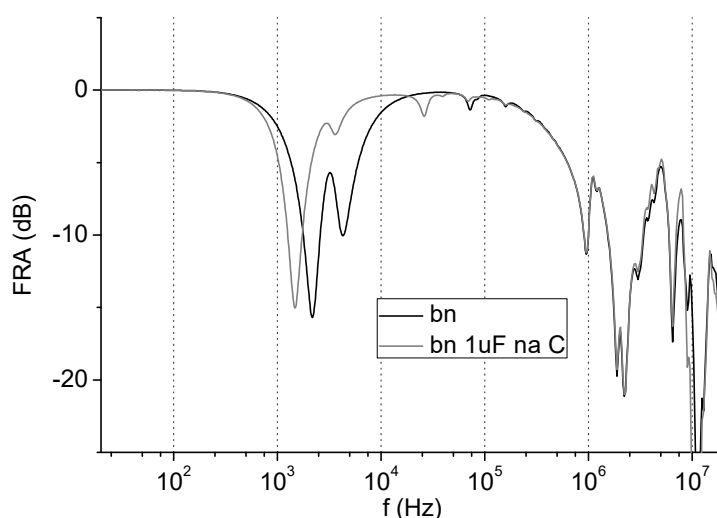
Ryc. 7.27. Odpowiedź częstotliwościowa uzwojenia górnego napięcia fazy A autotransformatora AFLOC-3MNYCP, 400/123/31, 5 kV, 250 MVA, z dołączonymi pojemnościami do fazy B



Ryc. 7.28. Odpowiedź częstotliwościowa uzwojenia dolnego napięcia fazy A autotransformatora AFLOC-3MNYCP, 400/123/31, 5 kV, 250 MVA, z dołączonymi pojemnościami do fazy B górnego napięcia



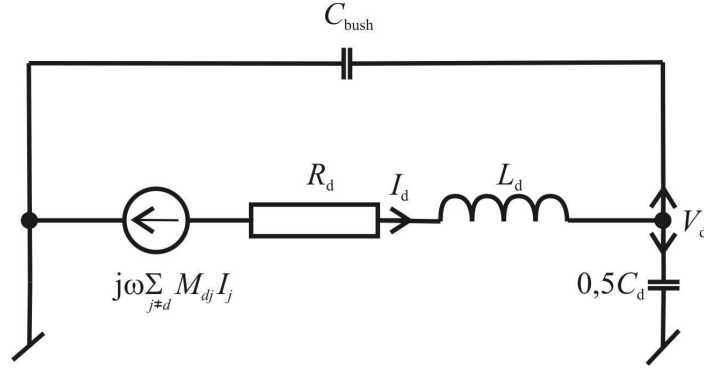
Ryc. 7.29. Odpowiedź częstotliwościowa uzwojenia górnego napięcia fazy A transformatora 15/0,4 kV, 800 kVA, z dołączoną pojemnością do fazy B górnego napięcia



Ryc. 7.30. Odpowiedź częstotliwościowa uzwojenia dolnego napięcia fazy B transformatora 15/0,4 kV, 800 kVA, z dołączoną pojemnością do fazy C górnego napięcia

Powyższe przykłady rejestracji z dołączanymi pojemnościami jednoznacznie wskazują, iż pierwszy rezonans równoległy zależy od uzwojeń innych niż badane; dotyczy to zarówno fazy, jak i strony (uzwojenia dolnego lub górnego napięcia). Częstotliwość analizowanego rezonansu wynosi około 1 kHz, a więc jest to wartość, przy której współczynnik sprzężenia magnetycznego między uzwojeniami jest jeszcze bliski jedności.

Ze względu na mierzone uzwojenie transformatora uzwojenie przeciwnej strony na innej fazie stanowi jeden element, o skupionej indukcyjności i pojemności. W związku z tym uzupełniono model obwodowo-polowy, omówiony w rozdz. 7.3, o dodatkowe ogniwo pokazane na ryc. 7.31.



Ryc. 7.31. Ogniwko modelujące uzwojenie wysokonapięciowe, wraz ze wszystkimi indukcyjnościami wzajemnymi oraz pojemnościami własnymi

Dodatkowe ogniwko zawiera model uzwojenia pierwotnego sprowadzony do pojedynczego zwoju. Parametry R i L tego zwoju są wyznaczane analogicznie jak parametry zwojów uzwojenia niskiego napięcia. Pojemność przepustu C_{bush} wraz z pojemnością własną uzwojenia C_d tworzy wspólną pojemność doziemną, przyjętą w przypadku omawianego modelu na poziomie 200 pF. Pojemność ta została następnie sprowadzona na stronę wtórną do jednego zwoju, co dla transformatora o przekładni 15/0,4 i dla uzwojenia wtórnego o 24 zwojach dało wartość pojemności: $200 \text{ pF} \cdot (15000/400)^2 \cdot 24^2 = 162 \text{ } \mu\text{F}$.

Do równań (7.1) dla gałęzi dodatkowej dochodzą następujące równania napięciowe i prądowe:

$$\begin{aligned} -V_d &= I_d \cdot R_d + j\omega \sum_j M_{dj} I_j \\ I_d &= j\omega (C_{bush} + 0,5 \cdot C_d) V_d \end{aligned} \quad (7.25)$$

Modelowanie zachowania się rdzenia przeprowadzono, stosując zespolony współczynnik przenikalności magnetycznej μ [34, 36]. Zakładając jednowymiarowe wnikanie pola do laminowanego ferromagnetyka, o grubości $2L$, otrzymuje się rozkład pola opisany równaniem [96]:

$$H_z(x) = H_0 \frac{\cosh(k \cdot x)}{\cosh(k \cdot L)} \quad (7.26)$$

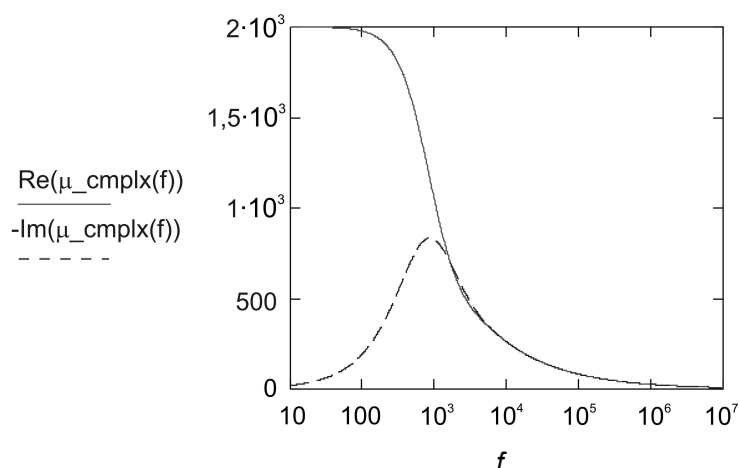
gdzie:

$$k = \frac{1+j}{\delta}, \text{ a głębokość wnikania pola } \delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu \gamma}}.$$

Wprowadzono zespolony współczynnik przenikalności magnetycznej:

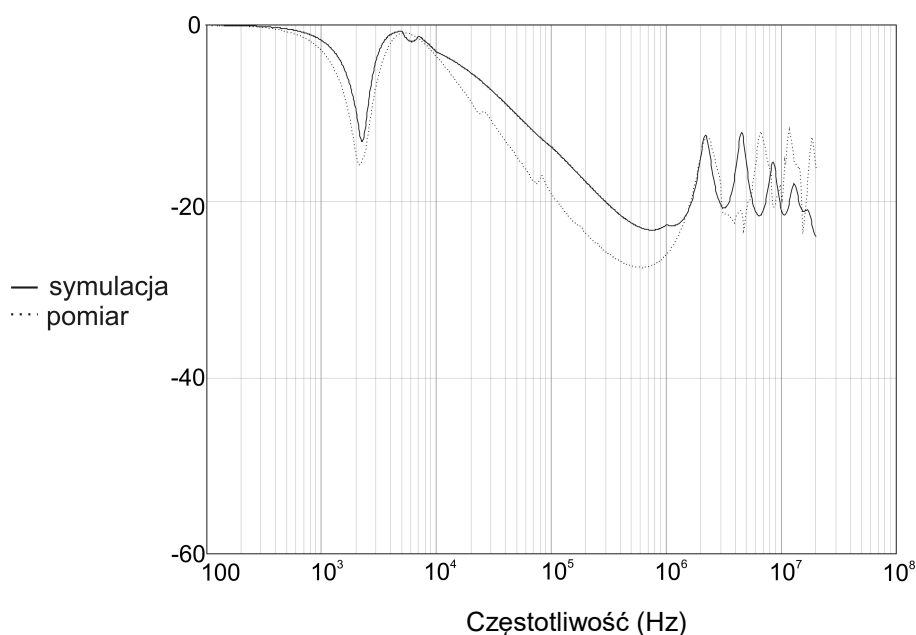
$$\underline{\mu} = \frac{\bar{B}}{H_0} = \frac{1}{H_0 \cdot 2L} \int_{-L}^{+L} \mu \cdot H_z dx = \mu_r \mu_0 \frac{\tanh(k \cdot L)}{k \cdot L} = \mu_0 \cdot (\mu' - j\mu'') \quad (7.27)$$

Wartości części rzeczywistej i urojonej μ dla badanego rdzenia, które zostały użyte w modelu polowym uzwojenia, podano na ryc. 7.32.

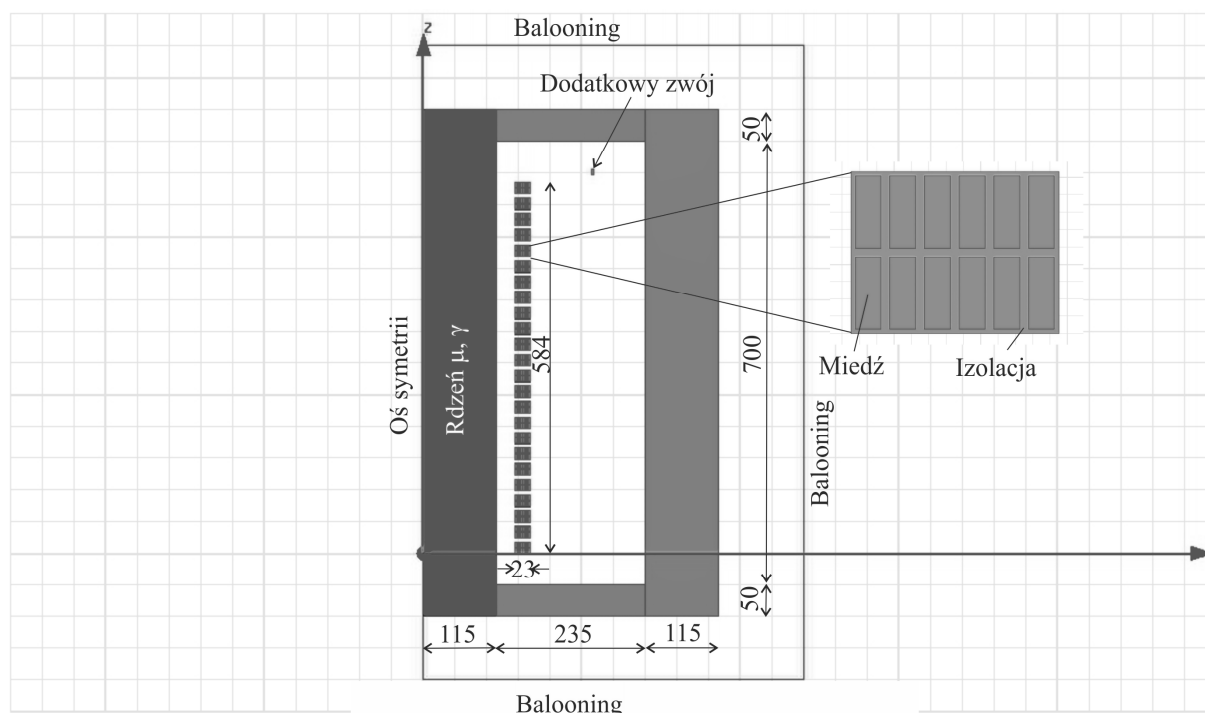


Ryc. 7.32. Zespółona przenikalność magnetyczna badanego rdzenia jako funkcja częstotliwości

Analizę polową przeprowadzono dla częstotliwości zmieniających się w zakresie od 100 Hz do 10 MHz. Wartości indukcyjności i rezystancji, leżące pomiędzy punktami analizy, otrzymano drogą interpolacji liniowej. Wyznaczenie pojemności dotyczyło modelu elektrostatycznego; założono, że pojemności występujące w uzwojeniu nie zależą od częstotliwości. Częstotliwości, dla których były wykonywane symulacje obwodowe, zostały importowane z danych pomiarowych miernika FRA w celu uzyskania wspólnej dziedziny dla danych pomiarowych i modelowanych. Wynik porównania symulowanej charakterystyki odpowiedzi częstotliwościowej uzwojenia z charakterystyką uzyskaną z pomiaru dla transformatora TONa800/15 przedstawiono na ryc. 7.33, zaś sam model utworzony w pakiecie Ansys Maxwell – na ryc. 7.34.



Ryc. 7.33. Porównanie symulowanej charakterystyki odpowiedzi częstotliwościowej z charakterystyką zmierzoną na transformatorze TONa800/15



Ryc. 7.34. Model uzwojenia transformatora TONa800/15, z dodatkowym zwojem zastępującym uzwojenie wysokiego napięcia

Symulacja komputerowa wykazała, że w zakresie częstotliwości do 5 kHz o rezystancji i indukcyjności uzwojenia decydują parametry rdzenia – jego przenikalność magnetyczna i stratność. Przy częstotliwościach powyżej 100 kHz rdzeń traci znaczenie. Wartości indukcyjności uzwojeń znacznie się zmniejszają, a o rezystancji uzwojenia decydują już nie straty w rdzeniu, a naskórkowość i efekt zbliżenia przewodów, zaś pole praktycznie nie wnika do rdzenia.

Wyciągając wnioski z powyższych pomiarów i modeli, można zauważyć, że pierwszy rezonans na charakterystyce odpowiedzi częstotliwościowej dowolnego uzwojenia transformatora pochodzi od innego uzwojenia wysokiego napięcia. To niepodłączone uzwojenie jest uziemione przez pojemność izolatorów przepustowych, a także przez własne pojemności uzwojenia do kadzi. Uzyskanie tego rezonansu na symulowanej charakterystyce uzwojenia niskiego napięcia jest możliwe, jeśli do modelu wprowadzi się dodatkowy zwój sprzężony magnetycznie, zastępujący uzwojenie wysokiego napięcia. W praktyce położenie tego rezonansu w skali częstotliwościowej nie zależy od uzwojenia, na którym realizowany jest pomiar odpowiedzi częstotliwościowej (dla standardowej konfiguracji *end-to-end*), co można zaobserwować w przypadku pomiarów na obiektach rzeczywistych.

Podsumowując, przy interpretacji wyników zróżnicowanych w tych zakresach częstotliwości, należy pamiętać o tym, iż zmiany takie nie są związane z mierzonym uzwojeniem.

8. Algorytm oceny wyników pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej

Na obecnym etapie rozwoju metody analizy odpowiedzi częstotliwościowej możliwe jest uzyskanie powtarzalnych wyników pomiarowych, co umożliwia przeprowadzenie miarodajnej analizy zarejestrowanych danych. W literaturze znaleźć można opisy wielu metod wspomagających tę analizę, mniej lub bardziej trafnie dobranych do specyficznej odpowiedzi częstotliwościowej uzwojenia. Poza modelowaniem do porównywania rejestrowanych krzywych i określania znaczenia znalezionych różnic wykorzystuje się różnego rodzaju podstawowe narzędzia matematyczne, algorytmy o różnym stopniu złożoności oraz wdraża się metody sztucznej inteligencji.

Do najprostszych metod można zaliczyć obliczanie różnicy pomiędzy przebiegami referencyjnym i badanym [142, 160]:

$$\Delta_1(f) = |TF_{Ref}(f)| - |TF_{Test}(f)| \quad (8.1)$$

gdzie:

TF_{Ref} – funkcja przejścia obiektu referencyjnego,

TF_{Test} – funkcja przejścia obiektu badanego.

W powyższym przypadku (8.1) konieczne jest przeprowadzenie normalizacji otrzymanej funkcji, by uniezależnić się od dziedzin obu porównywanych przebiegów. Metoda ta, mimo prostoty, nie gwarantuje równego szacowania różnicy w dziedzinie częstotliwości, gdyż jest uzależniona od amplitudy sygnału referencyjnego. By tego uniknąć, można zastosować normalizację za pomocą wartości średniej $|TF_{Ref}(f)|$, uzyskując podobną wagę funkcji błędu w całym zakresie częstotliwości [160]:

$$\Delta_2(f) = \frac{|TF_{Ref}(f) - TF_{Test}(f)|}{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |TF_{Ref,i}(f)|} \quad (8.2)$$

Z kolei wartość oczekiwana opisuje względne odchylenie wartości średniej przebiegu badanego [160]:

$$E[\Delta_2(f)] = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \Delta_{2,i}(f) \quad (8.3)$$

Kolejny parametr wykorzystywany do oceny wyników to statystyczny rozkład wartości funkcji błędu [160]:

$$\sigma[\Delta_2(f)] = \sqrt{Var[\Delta_2(f)]} = E[\Delta_2(f) - E(\Delta_2(f))] \quad (8.4)$$

Do bardziej zaawansowanych narzędzi matematycznych zaliczyć można wyliczanie współczynnika korelacji obu porównywanych przebiegów, będącego miarą ich identyczności.

W przypadku dyskretnych wartości zmiennych określany jest on jako iloraz kowariancji i odchylenia standardowego [120, 160]:

$$\rho(X, Y) = \frac{Cov(X, Y)}{\sigma_X \cdot \sigma_Y} = \frac{Cov(X, Y)}{\sqrt{Var(X) \cdot Var(Y)}} \quad (8.5)$$

Wartości współczynnika korelacji mogą zawierać się w przedziale od -1 do 1 . Całkowita liniowa korelacja dodatnia lub ujemna dwóch zmiennych daje wynik 1 lub -1 , zaś brak liniowej korelacji daje wynik 0 . Współczynnik ten określa poziom liniowej zależności pomiędzy dwiema zmiennymi. W przypadku dwóch funkcji przejścia, traktowanych jako zbiory N pomiarów wartości zmiennych, współczynnik korelacji przyjmuje postać [160]:

$$\rho(TF_{Ref}, TF_{Test}) = \frac{\sum_{i=1}^N (TF1_i(f) \cdot TF2_i(f))}{\sqrt{\sum_{i=1}^N (TF1_i(f))^2 \cdot \sum_{i=1}^N (TF2_i(f))^2}} \quad (8.6)$$

gdzie:

$$TF1(f) = |TF_{Ref}(f)| - \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |TF_{Ref,i}(f)| \quad (8.7)$$

$$TF2(f) = |TF_{Test}(f)| - \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |TF_{Test,i}(f)| \quad (8.8)$$

Niestety, w przypadku metod polegających na matematycznym porównywaniu krzywych nie jest łatwe określenie kryteriów oceny zarejestrowanych danych. Wynika to z faktu, iż niewielka zmiana położenia rezonansu w funkcji częstotliwości skutkuje – w przypadku stromych zboczy – znaczną różnicą w tłumieniu, określoną dla konkretnego punktu. Z kolei przy określonej częstotliwości, gdy rezonans nie przesuwają się w funkcji częstotliwości, a jedynie zmienia się jego tłumienie, zmiany związane z deformacją są znacznie mniejsze. Tym samym trudne jest dobranie spójnych automatycznych kryteriów, a wyniki oceniane muszą być przez eksperta. Przykładowe kryterium dotyczące współczynnika korelacji przedstawiono w publikacji [76], proponując jego ocenę:

$$R = -\log(1 - \rho) \quad (8.9)$$

gdzie:

ρ – współczynnik korelacji.

Wartości współczynnika R przyporządkowano do przedziałów definiujących stan uzwojenia, dla $R > 1,4$ – brak deformacji, $0,8 < R < 1,4$ – niewielka deformacja, $0,5 < R < 0,8$ – średnia, $R < 0,5$ – znaczna.

Na zupełnie innym podejściu opierają się metody polegające na analizowaniu położenia poszczególnych rezonansów szeregowych i równoległych [142, 160]. Pierwszym problemem jest określenie, które maksima i minima stanowią rezonanse, a nie są wynikiem zakłóceń. Dlatego dane pomiarowe poddaje się wygładzaniu, a do analizy wybiera te rezonanse, które spełniają warunek założonego minimalnego „przewyższenia”, czyli różnicy w tłumieniu pomiędzy sąsiadującymi wierzchołkiem a „doliną”. Także odstęp pomiędzy nimi w funkcji częstotliwości powinien spełniać założone minimum. Niestety, nie istnieją z góry określone kryteria doboru tych wartości, co stanowi utrudnienie w automatycznej ocenie danych pomiarowych. Położenia minimów i maksimów poddawane są kolejnej analizie na podstawie

odchylenia częstotliwości rezonansowych lub porównania pól powierzchni obszarów zawartych pomiędzy minimami a maksimami. Jak widać, ocena wyników pomiarowych taką metodą również wymaga udziału eksperta.

Kolejne podejście do oceny wyników pomiarowych zaproponowane zostało przez chińską firmę North China Electric Power Group Corp.; stąd skrót metody NCEPRI. Polega ona na wyliczeniu odchylen standardowych porównywanych przebiegów i analizowaniu ich z podziałem na przedziały częstotliwości dla poszczególnych uzwojeń [68, 142]:

$$E_{12} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (TF_{Ref,i} - TF_{Test,i})^2}{N}} \quad (8.10)$$

Współczynnik E_{12} poddawany jest ocenie w przypadku uzwojenia wysokonapięciowego w zakresie 10–515 kHz, w przypadku uzwojenia dolnego napięcia – w zakresie 10–600 kHz, a w przypadku uzwojenia wyrównawczego – w zakresie 10–700 kHz. Stan uzwojenia określany jest jako normalny przy wartości $E_{12} < 3,5$, niewielkie odkształcenia diagnozuje się przy wartości $3,5 < E_{12} < 7,0$, a znaczne deformacje przy wartości $E_{12} > 7,0$. Wartości te oparto na analizie wyników pomiarów 470 transformatorów, w tym 28 z deformacjami. Metoda ta jest często stosowana do oceny wyników pomiarów przemysłowych, m.in. jest zaimplementowana do oprogramowania rejestratora FRAnalyzer firmy Omicron [68].

Inną metodę opisano w oficjalnej normie ChRL DL/T911-2004 [68, 69, 142, 160]. Algorytm dokonuje oceny zbieżności dwóch porównywanych przebiegów poprzez wyliczenie trzech współczynników R_{LF} , R_{MF} i R_{HF} . Odpowiadają one zakresom częstotliwości: R_{LF} – 1–100 kHz, R_{MF} – 100–600 kHz, R_{HF} – 600–1000 kHz.

Wartości współczynników R_{XY} otrzymuje się z obliczenia współczynników korelacji ρ , zgodnie z (8.6), przy czym:

$$R_{xy} = \begin{cases} 10 & 1 - \rho(TF_{Ref}, TF_{Test}) < 10^{-10} \\ -\log_{10}(1 - \rho(TF_{Ref}, TF_{Test})) & \text{inaczej} \end{cases} \quad (8.11)$$

Stopień deformacji oceniany jest według kryteriów, którymi są:

- deformacja znaczna: $R_{LF} < 0,6$;
- deformacja oczywista: $0,6 \leq R_{LF} < 1,0$ lub $R_{MF} < 0,6$;
- deformacja niewielka: $1,0 \leq R_{LF} < 2,0$ lub $0,6 \leq R_{MF} < 1,0$;
- brak deformacji: $R_{LF} \geq 2,0$, $R_{MF} \geq 1,0$ i $R_{HF} \geq 0,6$.

Jak wskazują badania [160], algorytm ten nie jest w stanie wykryć odkształceń promieniowych, za to poprawnie wykrywa deformacje poosiowe.

Odmienne podejście do problemu oceny wyników pomiarowych zaprezentował polski zespół badawczy – Florkowski i Furgał [63, 65–67]. Polega ono na analizie stosunku admitancji do funkcji przenoszenia transformatora, nazwanego funkcją dyskryminacji:

$$TFD_{p-ps}(f) = \frac{TF_p(f)}{TF_{ps}(f)} \quad (8.12)$$

$$TFD_{s-sp}(f) = \frac{TF_s(f)}{TF_{sp}(f)} \quad (8.13)$$

gdzie:

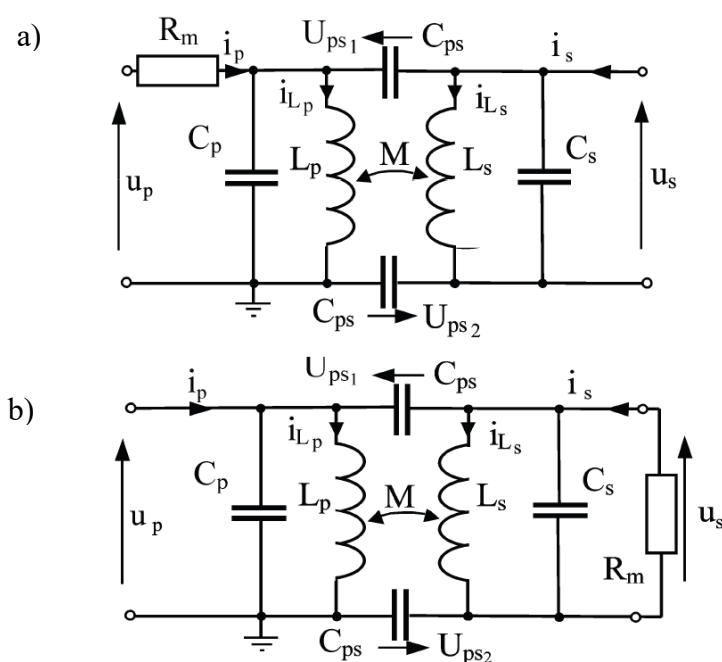
$$TF_p(f) = \frac{I_p(f)}{U_p(f)} - \text{admitancja wejściowa uzwojenia } p \text{ (pierwotnego)} \quad (8.14)$$

$$TF_s(f) = \frac{I_s(f)}{U_s(f)} - \text{admitancja wejściowa uzwojenia } s \text{ (wtórnego)} \quad (8.15)$$

$$TF_{ps}(f) = \frac{I_s(f)}{U_p(f)} - \text{funkcja przenoszenia dla pomiaru } p \quad (8.16)$$

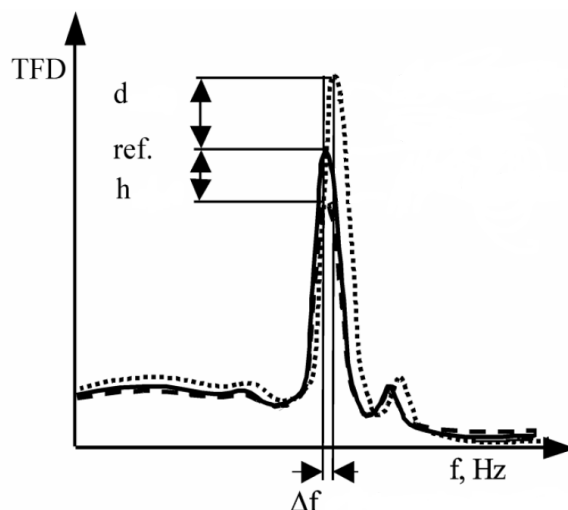
$$TF_{sp}(f) = \frac{I_p(f)}{U_s(f)} - \text{funkcja przenoszenia dla pomiaru } sp \quad (8.17)$$

Oznaczenia z powyższych wzorów odpowiadają oznaczeniom na ryc. 8.1.



Ryc. 8.1. Model wysokoczęstotliwościowy transformatorów: a) schemat transformatora podczas pomiarów admitancji, b) schemat transformatora podczas pomiarów funkcji przenoszenia; R_m – rezystor pomiarowy
 Źródło: [66].

Podstawą tego kryterium oceny są związki pomiędzy zmianami zależności $TFD(f)$ a zmianami parametrów elektrycznych badanego obiektu wskutek uszkodzeń. Następną analizą polega na określeniu zmian wartości maksymalnych tego parametru oraz częstotliwości, przy której te wartości występują. Zasadę rozpoznawania uszkodzeń w uzwojeniach przedstawiono graficznie na ryc. 8.2. Widoczne poziomy amplitudy odnoszą się do: ref. – pomiaru referencyjnego, d – pomiaru z deformacją promieniową, h – pomiaru z deformacją poosiową, Δf – pomiaru przy zwarcu międzyzwojowym.



Ryc. 8.2. Graficzna prezentacja zasady rozpoznawania uszkodzeń uzwojeń za pomocą funkcji dyskryminacji

Źródło: [66].

Powyższa metoda zweryfikowana została pomiarami na rzeczywistym obiekcie, którym był transformator o mocy 250 kVA, i wykazała dużą czułość na wprowadzane deformacje. Niestety, nie przeprowadzono weryfikacji na większych jednostkach, w przypadku których obiektywnie duża deformacja może pozostać niezauważona w pomiarach odpowiedzi częstotliwościowej, gdyż względna zmiana parametrów elektrycznych uzwojenia będzie niewielka. Autor monografii wykazał to na przykładzie pomiarów deformacyjnych. Niejasne są także kryteria przyjmowania wartości minimalnych oznaczających deformację lub zwarcie w przypadku przesunięć maksimum funkcji TFD po częstotliwości oraz zmian wartości tego maksimum.

W podejściu opisanym w pracy [90] uwzględniono obliczanie sumy bezwzględnego błędu logarytmicznego ASLE (z ang. *absolute sum of logarithmic error*). Parametr ten opiera się na porównaniu w przypadku dwóch przebiegów różnicy pomiędzy logarytmicznymi wartościami (w dB) odpowiedzi na deformację w każdym punkcie pomiarowym, podzieloną przez całkowitą liczbę punktów:

$$\delta_{ASLE(x,y)} = \frac{\sum_{i=1}^N |20 \log_{10} y_i - 20 \log_{10} x_i|}{N} \quad (8.18)$$

Wyniki pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej można także analizować na podstawie metody sztucznej inteligencji. Uczące się sieci neuronowe są w stanie zinterpretować poprawnie różnice pomiędzy przebiegami poddanymi porównaniu, jeżeli będzie dostępna wystarczająca ilość materiału wejściowego, który posłuży do trenowania sieci. Przy uwzględnieniu różnic pomiędzy przebiegami dotyczącymi różnych konstrukcji transformatorów oraz nielicznych potwierdzonych przypadków z odkształceniami warunk ten nie będzie spełniony. Rozbudowaną próbę stworzenia narzędzia do automatycznej oceny wyników FRA podjął Velásquez [142] w swojej pracy doktorskiej. Przedstawił on narzędzia, które w sposób automatyczny dzielą zakres pomiarowy na analizowane podzakresy, następnie nowe algorytmy przekształcające dane pomiarowe we wskaźniki, które wykorzystywane są do klasyfikatorów drzewa decyzyjnego. Ostatecznie wprowadził system ekspercki AIAFRA uwzględniający

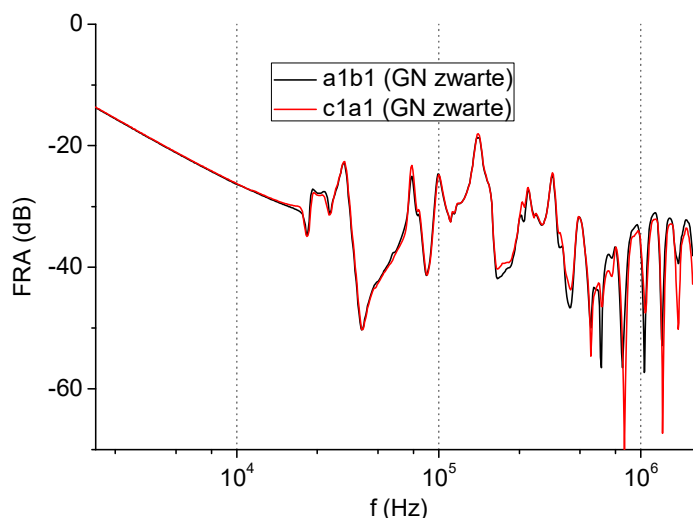
wpływ różnego rodzaju deformacji i uszkodzeń w uzwojeniach podczas oceny wyników. Część badań zawartych w pracy Velásqueza opartych jest na rejestracjach wykonanych w warunkach kontrolowanych deformacji wykonanych przez autora monografii (przedstawionych w rozdziale 6) [142, 143]. Problemem wciąż jest brak wystarczających przemysłowych danych referencyjnych potwierdzonych znanymi przypadkami deformacji.

Do innych metod, których opisy można znaleźć w literaturze, będących na etapie niezwyfikowanych propozycji, zaliczyć można wyliczanie współczynników deformacji *DC* (z ang. *deformation coefficients*) [81], stosowanie funkcji falowych i opieranie się na lokalizacji poszczególnych rezonansów [56, 120, 160], a także opracowywanie algorytmów hybrydowych, które uwzględniają wyniki analiz za pomocą funkcji falowych i wskaźników statystycznych jednocześnie [120].

Autor podjął próbę oceny rzeczywistych danych zarejestrowanych na transformatorach eksploatowanych w polskim systemie elektroenergetycznym, charakteryzujących się różnicami pomiędzy poszczególnymi rejestracjami odpowiedzi częstotliwościowej. Wyniki pomiarów wybrane zostały w taki sposób, by reprezentowały różnice pomiędzy krzywymi – od małych po znaczne. Przy wyborze krzywych do porównań autor kierował się ich przydatnością do oceny algorytmów, a nie rzeczywistą potrzebą oceny danych; mają one symulować rejestracje wykonane dla tego samego uzwojenia w odstępach czasu, czyli przypadek, w którym stosowanie algorytmów oceny jest najbardziej sensowne. Do oceny wybrano cztery najczęściej stosowane metody, omówione szczegółowo powyżej, z których trzy pierwsze uwzględniają zaproponowane w literaturze kryteria oceny uzyskanych wyników:

- wyliczenie współczynników korelacji,
- NCEPRI,
- DL/T911-2004,
- ASLE.

Powyższe algorytmy wprowadzono do programu MathCad, za pomocą którego dokonano oceny wyników. Pierwszą parę krzywych do porównania, oznaczonych jako FRA-TEST 1, zarejestrowano na jednostce typu TORb 10000/110, o mocy 10 MVA, napięciach 115/16,5 kV, produkcji ELTA, z roku 1972. Porównywane przebiegi zarejestrowane dla skrajnych faz uzwojenia dolnego napięcia, przy zwartych uzwojeniach strony górnej, przedstawiono na ryc. 8.3.



Ryc. 8.3. Rejestracja odpowiedzi częstotliwościowej wykorzystana do porównania FRA-TEST 1

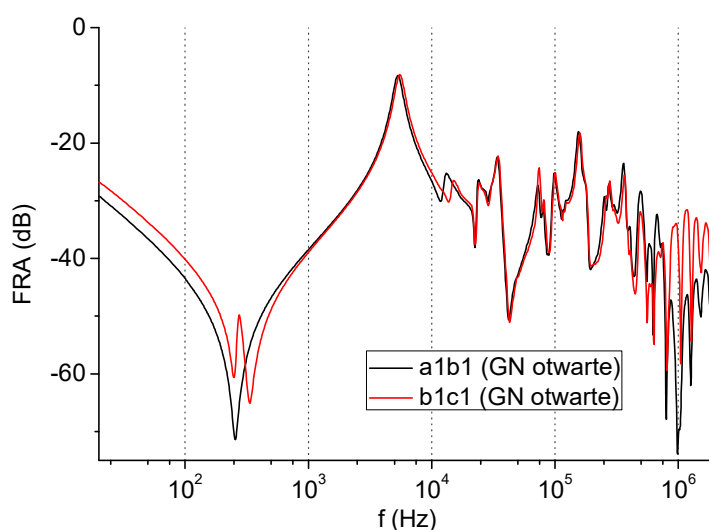
Tabela 8.1. Wyniki oceny rejestracji FRA dotyczące transformatora FRA-TEST 1

Metoda	Wynik dla LF	Wynik dla L2F	Wynik dla MF	Wynik dla HF	Ocena transformatora
NCEPRI	1,26 / stan normalny				sprawny
DL/T911-2004	2,34 / brak odkształceń		1,82 / brak odkształceń	0,64 / brak odkształceń	sprawny
Współczynnik korelacji	5,7371 / brak	3,907 / brak	2,1068 / brak	0,4163 / / poważne odkształcenia	sprawny (odkształcenie przy HF)
ASLE	0,0743	0,0475	0,1641	0,4723	

Wyniki oceny danych pomiarowych za pomocą poszczególnych metod zawarto w tab. 8.1.

Wszystkie algorytmy oceniły dane pomiarowe, jako niewskazujące na deformacje. Wartości ASLE w przypadku dwóch pierwszych zakresów wynoszą poniżej 0,1, w przypadku drugiego zakresu – 0,16. Autor podziela tę opinię, jedyne zmiany tłumienia dla kilku fragmentów charakterystyki, bez zmian w funkcji częstotliwości, nie są typowymi zmianami związanymi z deformacjami w uzwojeniach.

Drugi zestaw danych (FRA-TEST 2) zarejestrowano na tej samej jednostce dla dwóch faz dolnego napięcia, przy stronie przeciwnej otwartej, uzyskując więcej różnic pomiędzy przebiegami. Wyniki zaprezentowano na ryc. 8.4, a ich ocenę – w tab. 8.2.



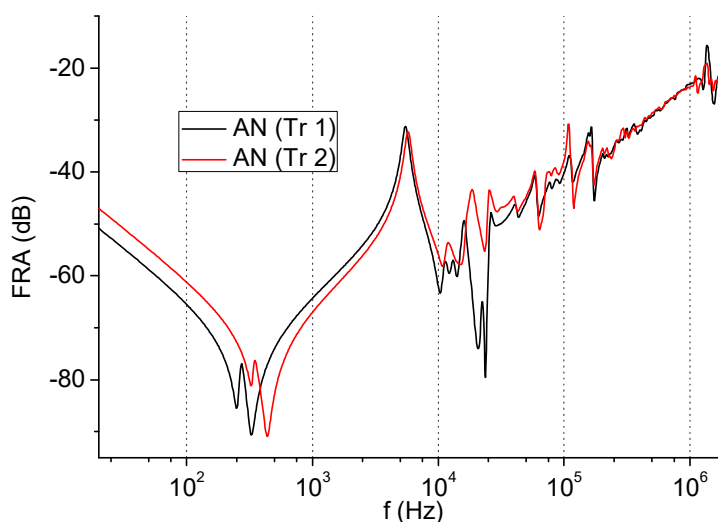
Ryc. 8.4. Rejestracja odpowiedzi częstotliwościowej wykorzystana do porównania FRA-TEST 2

Tabela 8.2. Wyniki oceny rejestracji FRA dotyczące transformatora FRA-TEST 2

Metoda	Wynik dla LF	Wynik dla L2F	Wynik dla MF	Wynik dla HF	Ocena transformatora
NCEPRI	13,08 / stan normalny				sprawny
DL/T911-2004	1,87 / lekka deformacja		1,36 / brak odkształceń	0,05 / lekka deformacja	lekka deformacja
Współczynnik korelacji	0,9839 / / umiarkowane odkształcenia	1,5844 / / brak odkształcenia	1,3987 / / łagodne odkształcenia	-0,0766 / / nie określono odkształceń	sprawny (odkształcenie przy LF)
ASLE	0,5796	0,4908	0,4119	1,553	

W tym przypadku zauważyć można rozbieżność w ocenie danych przez poszczególne algorytmy. Pierwszy z nich, NCEPRI, ocenia stan uzwojenia jako sprawny, drugi wskazuje na lekką deformację, zaś trzeci – stan pośredni, tj. ocenia całość jako uzwojenie sprawne, jednak sugeruje deformację związaną z obwodem magnetycznym. Wartości ASLE są znacznie większe niż poprzednio i wynoszą ok. 0,5 dla trzech pierwszych zakresów. Zdaniem autora takie dane pomiarowe nie wskazują na deformację; przesunięcie rezonansu ok. 12 kHz nie jest wystarczające, by można było stwierdzić deformację w uzwojeniach w przypadku jednostek pracujących w warunkach przemysłowych. Następne znaczne różnice pojawiają się przy ok. 500 kHz, czyli w zakresie, na który wpływ mają bardziej wyprowadzenia uzwojeń i układ pomiarowy.

Trzeci zestaw danych (FRA-TEST 3) stanowi porównanie odpowiedzi skrajnych faz A górnych napięć transformatora omówionego powyżej i jednostki o identycznych parametrach, lecz innym numerze seryjnym i wyprodukowanej w roku 1979. Na ryc. 8.5 przedstawiono porównanie krzywych, a w tab. 8.3 zawarto wyniki oceny.



Ryc. 8.5. Rejestracja odpowiedzi częstotliwościowej wykorzystana do porównania FRA-TEST 3

Tabela 8.3. Wyniki oceny rejestracji FRA dotyczące transformatora FRA-TEST 3

Metoda	Wynik dla LF	Wynik dla L2F	Wynik dla MF	Wynik dla HF	Ocena transformatora
NCEPRI	2,96 / stan normalny				sprawny
DL/T911-2004	0,58 / poważne deformacje		1,25 / brak odkształceń	1,65 / brak odkształceń	niesprawny
Współczynnik korelacji	0,7223 / / odkształcenia umiarkowane	0,4808 / / poważne odkształcenia	0,8557 / / łagodne odkształcenia	-0,3107 / / nie określono odkształceń	niesprawny
ASLE	0,6251	0,6590	0,5863	0,1107	

W powyższym przypadku algorytm NCEPRI uznaje dane pomiarowe jako dane pozbawione cech deformacji, co może dziwić przy tak dużych różnicach obserwowanych w charakterystyce. Dwa kolejne algorytmy oceniają dane jako charakteryzujące niesprawny transformator. Wyniki ASLE dotyczące trzech pierwszych zakresów wynoszą ok. 0,6; oczywiście, autor ocenia takie różnice pomiędzy krzywymi jako ewidentną deformację.

Porównując wyniki ocen, dotyczących powyższych trzech przypadków, za pomocą zastosowanych algorytmów, można zauważyć duże rozbieżności. Algorytm NCEPRI w każdym przypadku ocenia wyniki pozytywnie – mimo coraz większych różnic pomiędzy krzywymi. Algorytm z normy chińskiej (DL/T911) oraz współczynniki korelacji poprawnie oceniają przypadki skrajne, czyli pełną zbieżność lub ewidentną deformację. W przypadku niewielkich różnic pewność oceny przez te algorytmy jest, zdaniem autora, dość losowa, zależna od kształtu porównywanych przebiegów (liczby rezonansów itp.). Z kolei wartości dla ASLE różnią się znacznie w trzech pierwszych zakresach w dwóch pierwszych przypadkach (FRA-TEST 1 oraz FRA-TEST 2), zaś nie zmieniają się znacznie w przypadku trzecim (FRA-TEST 3), w którym zaobserwować można znaczne różnice. Algorytm ten nie zapewnia precyzyjnej oceny w najważniejszym zakresie średnich częstotliwości.

Powyższe przykłady oceny wskazują, że proponowane w literaturze algorytmy nie stanowią realnej alternatywy dla oceny wyników przez eksperta ludzkiego. Opierają się one w każdym analizowanym zakresie na takim samym porównaniu z ew. innymi kryteriami oceny, czyli np. zawsze analizują różnice w tłumieniu sygnału, bez uwzględniania cech przebiegu odpowiedzi częstotliwościowej. Skoro do oceny wyników pracy algorytmów konieczne jest wykorzystanie człowieka, to można równie dobrze stosować tradycyjną ocenę graficzną, a także ludzkie oko i umysł. Algorytmy te umożliwiają jedynie dokładniejszą ocenę pewnych założonych czynników, nie zawsze zresztą powiązanych ze zjawiskami w transformatorze, które je wywołują. Dodatkowym ograniczeniem jest często stosowany, z góry założony, podział na zakresy częstotliwości, które podlegają ocenie według różnych kryteriów.

Pamiętać należy o tym, że umiejscowienie krzywej odpowiedzi częstotliwościowej uzwojenia transformatora w dziedzinie częstotliwości zależy od geometrycznych wymiarów tego transformatora, co uniemożliwia miarodajne stosowanie takich algorytmów. Zdaniem autora bardziej zasadna byłaby wstępna ocena przez automatyczny algorytm, prowadząca do identyfikacji rejestracji, które mogą zawierać informacje o deformacjach lub innych problemach. Założenia takiego algorytmu muszą opierać się na zjawiskach, które można zidentyfikować w kształcie krzywej odpowiedzi częstotliwościowej, oraz na podejściu do analizy wyników reprezentowanym przez czynnik ludzki.

Krzywa odpowiedzi częstotliwościowej transformatora zarejestrowana w podstawowym układzie pomiarowym pomiędzy końcami uzwojenia, po przeciwnej stronie otwartej (*end-to-end*), charakteryzuje się kilkoma typowymi zakresami, opisanymi w poprzednich rozdziałach. W każdym z zakresów inne czynniki wpływają na zmiany w wykonywanych rejestracjach. Autor na podstawie eksperymentów deformacyjnych, wniosków płynących z modelowania, szczególnie czynników mających największy wpływ na zmiany w modelowanych krzywych, a także na podstawie analiz danych pomiarowych pochodzących z ok. 100 transformatorów przemysłowych, zaproponował własny algorytm, który może dokonać selekcji wyników

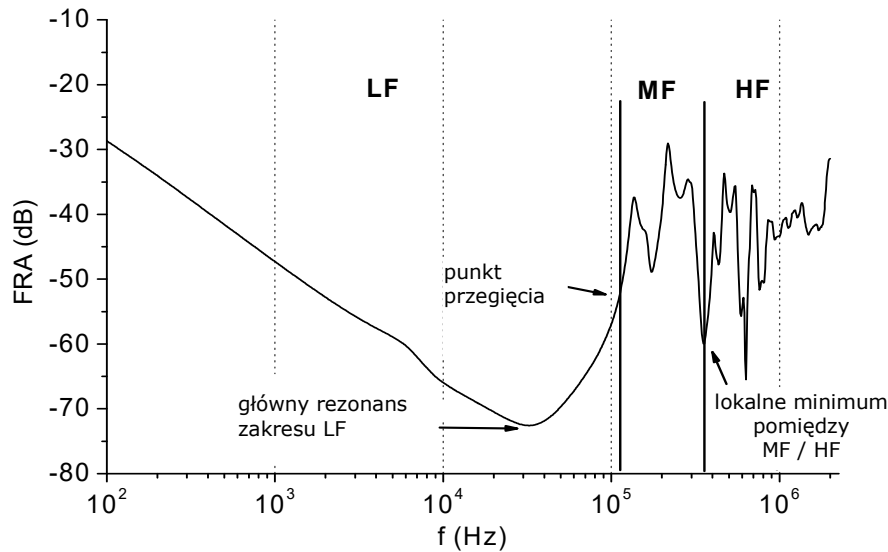
pomiarowych na potrzeby analizy. Algorytm ten opiera się na szacowaniu różnic pomiędzy porównywanymi przebiegami w zakresie średnich częstotliwości, przy uwzględnieniu zmian tłumienia oraz przesunięcia po częstotliwości charakterystycznych punktów.

Odpowiedź częstotliwościowa transformatora zależy ściśle od konstrukcji danej jednostki, a więc nie jest możliwe stworzenie narzędzia, które umożliwi identyfikację skali i dokładnego położenia deformacji. Istnieje zbyt wiele różnych typów transformatorów, różniących się budową, mocą czy osprzętem (np. innym przełącznikiem zaczepek), by sens miało tworzenie algorytmów „obsługujących” jedną wybraną konstrukcję [143]. Stąd podejście autora do stworzenia narzędzia do ogólnej selekcji analizowanych danych, w wyniku której do ludzkiego eksperta, mającego dostęp do baz danych pomiarowych, sztucznej inteligencji lub innych algorytmów, trafiać będą wyniki jednostek podejrzanych o nieprawidłowości w części mechanicznej. Analiza opiera się na rejestracjach wykonywanych w układzie pomiędzy końcami uzwojenia, przy rozwartej stronie przeciwnej. Inne układy pomiarowe (np. układ międzyuzwojeniowy) charakteryzują się inną zależnością od defektów, w związku z czym proponowany algorytm nie będzie w stanie dokonać w takich przypadkach poprawnej analizy. Dodatkowo taki układ pomiarowy jest podstawowym układem opisanym i rekomendowanym [82].

Odpowiedź transformatorów w zakresie niskich częstotliwości jest zbliżona; charakteryzuje się opadającym zboczem indukcyjnym i jednym lub dwoma – w zależności od rozptyłu strumienia w rdzeniu – rezonansami o dużym tłumieniu. W zakresie tym można bardzo łatwo rozpoznać zwarcia w uzwojeniach, do czego nie są potrzebne dodatkowe narzędzia. Następnie krzywa zmienia charakter na pojemnościowy i wchodzi w zakres średnich częstotliwości. Od tego miejsca liczba i położenie rezonansów szeregowych i równoległych zależy ściśle od konstrukcji jednostki, co jest bardzo zróżnicowane. Tym samym jest to zakres, w którym ujawniają się zmiany w geometrii uzwojenia. Dlatego opracowany algorytm opiera się na różnicach pomiędzy krzywymi w tym zakresie częstotliwości. W pracy [143] zaproponowano podział spektrum odpowiedzi częstotliwościowej na mniejsze zakresy, w sposób umożliwiający zautomatyzowanie tej czynności. Na całe spektrum składają się dwa podzakresy w niskich częstotliwościach – jeden podzakres w średnich, dwa podzakresy w wysokich. W pracy tej przedstawiono gotowe algorytmy do identyfikacji granic poszczególnych zakresów. Najważniejsze cechy podziału (na niskie, średnie i wysokie częstotliwości) przedstawiono poniżej:

- zakres niskich częstotliwości (LF) rozpoczyna się od pierwszych punktów pomiarowych i składa się z długiego zbocza indukcyjnego, głównego rezonansu o dużym tłumieniu i z długiego zbocza pojemnościowego;
- zakres średnich częstotliwości (MF) rozpoczyna się od punktu przegięcia krzywej na pierwszym długim zboczu pojemnościowym, po osiągnięciu głównego minimum z zakresu LF;
- koniec zakresu MF i początek zakresu wysokich częstotliwości (HF) jest określony w sposób bardziej złożony, zależny od kształtu krzywej. Generalnie rozpoczyna się przy kilkuset kilohertzach, w zależności od gabarytów transformatora.

Na rycinie 8.6 przedstawiono przykładowy podział charakterystyki odpowiedzi częstotliwościowej transformatora na omówione zakresy.



Ryc. 8.6. Podział charakterystyki odpowiedzi częstotliwościowej na zakresy częstotliwości

Algorytm opracowany przez autora niniejszej monografii opiera się na powyższym podziale; składa się z pięciu kroków:

Krok 1: Odszukanie pierwszego lokalnego maksimum amplitudy w zakresie MF.

Krok 2: Odszukanie rezonansu równoległego, który w wielu przypadkach jest najniższym punktem charakterystyki w zakresach MF i HF, jednak w niektórych przypadkach fragmenty charakterystyki mogą być położone od niego niżej. Dlatego nie jest wystarczające proste wyszukanie najniższego punktu na charakterystyce; konieczna jest identyfikacja tego rezonansu jako lokalnego minimum amplitudy, przy kącie fazowym przechodzącym przez zero z kierunku indukcyjnego w kierunku pojemnościowy. W przypadku mniejszych transformatorów możliwe jest nieuzyskanie takiego przejścia; należy wtedy szukać punktu lokalnego ekstremum najbliższego wartości 0 na charakterystyce kąta fazowego. Rezonans ten zostanie nazwany głównym rezonansem zakresu MF.

Krok 3: Określenie różnicy w położeniu w dziedzinie częstotliwości głównego rezonansu MF pomiędzy dwoma porównywanymi przebiegami. Parametr ten zostanie nazwany Δf_{MF} .

Krok 4: Określenie maksymalnej różnicy w tłumieniu obu przebiegów w zakresie częstotliwości od głównego rezonansu MF do punktu znajdującego się w połowie częstotliwości od głównego rezonansu MF do 2 MHz (koniec pomiaru), w skali logarytmicznej. W przypadku pomiarów rejestrowanych ze stałą liczbą punktów przypadających na każdą dekadę częstotliwości będzie to połowa pozostałych punktów pomiarowych, licząc od głównego rezonansu MF. Uzyskany parametr będzie nazwany ΔM_{max} .

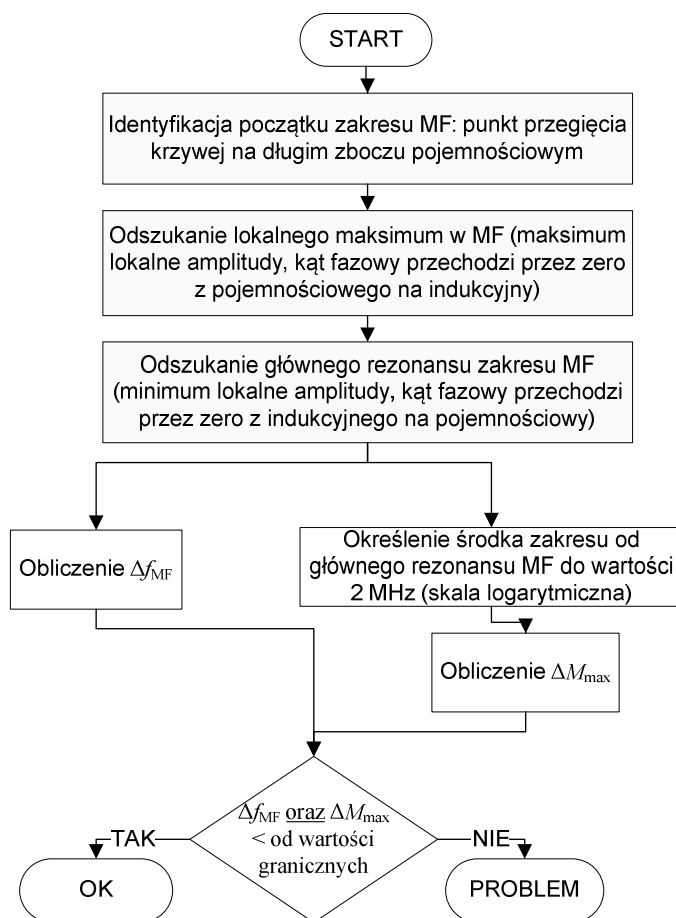
Krok 5: Analiza parametrów Δf_{MF} oraz ΔM_{max} opiera się na porównaniu ich wartości z założonymi wartościami granicznymi, zgodnie z danymi zawartymi w tab. 8.4.

Porównanie uwzględnia oba parametry, gdyż przesunięcie częstotliwości głównego rezonansu MF nie zawsze jest wystarczająco duże, by można było je wykryć, mimo wystąpienia deformacji. Jednocześnie przesunięcie większego fragmentu charakterystyki

w zakresie MF, co często związane jest z deformacjami, z łatwością zostanie wykryte dzięki różnicy w tłumieniu dla określonej częstotliwości. W przypadku, gdy nastąpi przesunięcie głównego rezonansu MF, lecz bez wystarczającej zmiany w tłumieniu, uzwojenie uznane zostanie za nieuszkodzone; takie przypadki są często skutkiem różnic pomiędzy pomiarami lub cech konstrukcyjnych (przy porównaniu pomiędzy fazami lub jednostkami). Maksymalne dopuszczalne wartości Δf_{MF} nazywane są graniczną wartością f_{limit} , zaś maksymalne dopuszczalne wartości ΔM_{max} zdefiniowane są jako M_{limit1} oraz M_{limit2} . Dodatkowo $M_{limit1} < M_{limit2}$. Wartość większa ograniczenia amplitudowego obowiązuje, gdy nie jest przekroczona wartość graniczna dla częstotliwości głównego rezonansu MF, a wartość mniejsza granicy wartości amplitudy – gdy jest spełniony warunek częstotliwościowy. Wyniki te zestawiono w tab. 8.4, a algorytm w postaci graficznej przedstawiono na ryc. 8.7.

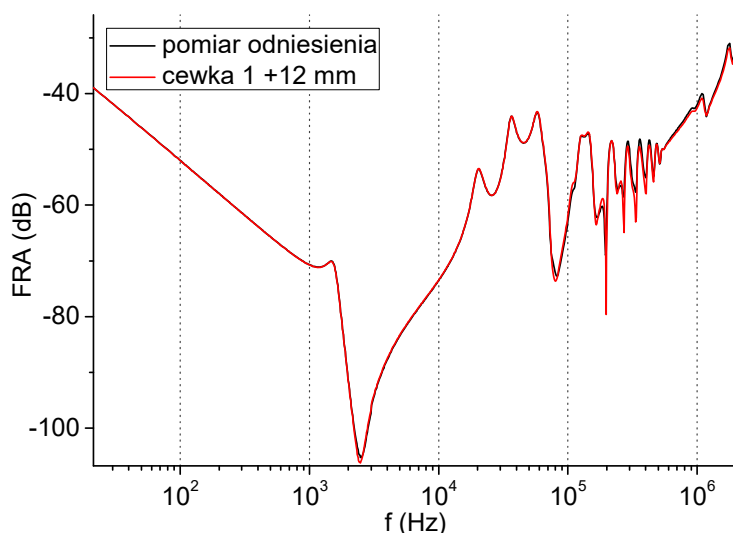
Tabela 8.4. Wartości do oceny stanu mechanicznego uzwojenia algorytmem autora

Przypadek	Warunek częstotliwościowy	Warunek amplitudowy	Wynik oceny
1	$\Delta f_{MF} \leq f_{limit}$	$\Delta M_{max} \leq M_{limit2}$	stan normalny
2	$\Delta f_{MF} \leq f_{limit}$	$\Delta M_{max} > M_{limit2}$	deformacja
3	$\Delta f_{MF} > f_{limit}$	$\Delta M_{max} > M_{limit1}$	deformacja
4	$\Delta f_{MF} > f_{limit}$	$\Delta M_{max} \leq M_{limit1}$	stan normalny



Ryc. 8.7. Schemat blokowy algorytmu do oceny danych pomiarowych

Poniżej przedstawiono przykład zastosowania algorytmu do porównania dwóch krzywych z eksperymentu deformacyjnego. Cały zakres mierzonych częstotliwości zaprezentowano na ryc. 8.8. Zauważyć można, że różnice pomiędzy przebiegami są nieznaczne, pomimo wprowadzenia deformacji polegającej na przesunięciu górnej cewki uzwojenia górnego napięcia o 12 mm.



Ryc. 8.8. Porównanie przebiegów odniesienia i z wprowadzoną deformacją

Powiększony fragment charakterystyki wskazujący zakres MF – amplitudę oraz kąt fazowy – przedstawiono na ryc. 8.9. W analizowanym przypadku punkt przegięcia wznoszącego się zbocza pojemnościowego (powyżej głębokiego rezonansu 2,5 kHz) wypada przy ok. 10 kHz; od tego miejsca przyjmuje się początek zakresu MF.

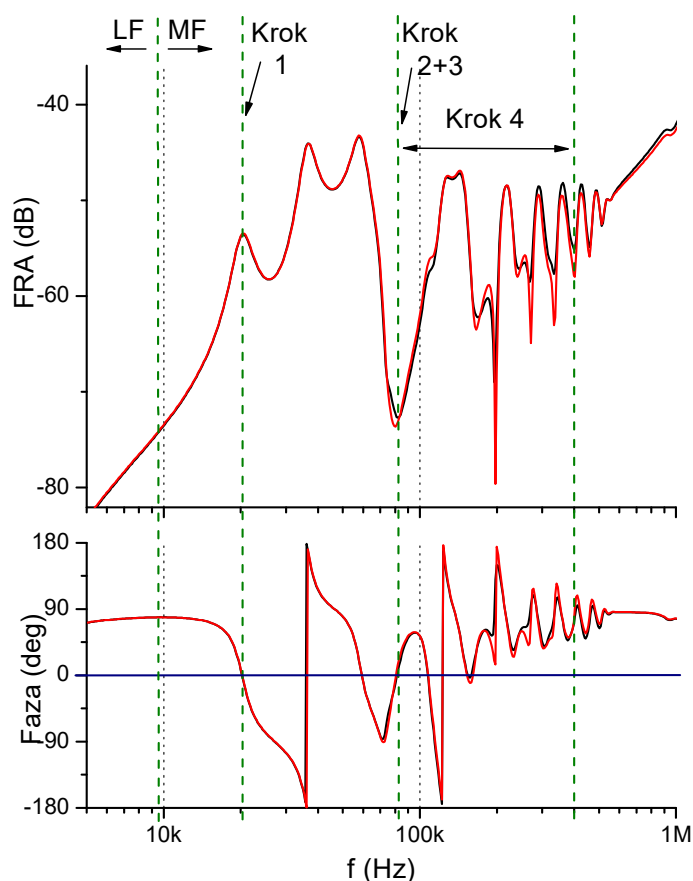
W kroku 1. odszukano pierwsze maksimum krzywej w tym zakresie, przy częstotliwości ok. 20 kHz. W kroku 2. odszukano rezonans równoległy, przy którym kąt przecina zero z kierunku indukcyjnego w pojemnościowy. Zauważyć można, że nie jest to najniższy punkt charakterystyki w zakresie MF, lecz to on spełnia warunek zmiany znaku fazy rejestracji.

W kroku 3. wyliczono przesunięcie tego rezonansu w dziedzinie częstotliwości $\Delta f_{MF} = 1,8$ kHz. Następnie w kroku 4. wyliczono maksymalną różnicę pomiędzy amplitudami w zakresie widocznym na ryc. 8.7; $\Delta M_{max} = 6$ dB. Uwzględnianie częstotliwości powyżej 500 kHz uniemożliwiłoby ocenę parametryczną, gdyż jest to zakres częstotliwości wykazujący często znaczne różnice. Ich źródłem są chociażby układy pomiarowe.

W ostatnim kroku wykonane zostanie porównanie Δf_{MF} oraz ΔM_{max} do wartości granicznych, które zdaniem autora nie powinny być ustawione na jednym poziomie; powinny zależeć od gabarytów i mocy transformatora. Na wstępnym etapie wdrażania algorytmu konieczne będzie eksperymentalne określenie „czułości” metody. Generalnie im większa jest jednostka, tym dana deformacja jest mniej zauważalna, gdyż stanowi zazwyczaj mniejszy procent geometrii uzwojenia [20]. Algorytm służy do porównywania wyników rejestrowanych w czasie dla danego uzwojenia, gdyż porównanie międzyfazowe lub pomiędzy jednostkami bliźniaczymi może wykazać zbyt duże różnice pomiędzy krzywymi odpowiedzi częstotliwościowej, które nie muszą wynikać z deformacji; mogą być efektem różnic konstrukcyjnych.

Doprowadziłoby to do błędnych wniosków. Dla grupy transformatorów rozdzielczych, którą reprezentuje analizowany przypadek, autor przyjął zastosowanie następujących kryteriów: $f_{\text{limit}} = 2 \text{ kHz}$, $M_{\text{limit1}} = 2 \text{ dB}$, $M_{\text{limit2}} = 4 \text{ dB}$.

Tym samym, w odniesieniu do powyższych wartości, analizowany przypadek wykazuje cechy deformacji; zgodnie z tab. 8.4 jest to przypadek nr 2.



Ryc. 8.9. Powiększony fragment odpowiedzi częstotliwościowej ocenianego transformatora z zaznaczonymi kolejnymi krokami algorytmu

Oparcie algorytmu na dwóch parametrach, powiązanych z położeniem charakterystycznego rezonansu w zakresie średnich częstotliwości, oraz na zmianach tłumienia umożliwia ocenę niezależną od dokładnego kształtu odpowiedzi częstotliwościowej, czyli od liczby i rodzaju rezonansów występujących na charakterystyce danego transformatora. Wartości graniczne powinny być ustalone na podstawie analizy wyników pomiarowych danej populacji transformatorów, podobnie jak w przypadku wyżej zaproponowanych wartości, określonych na podstawie danych pomiarowych dla ponad 100 jednostek rozdzielczych pochodzących z polskiego systemu energetycznego.

Zastosowanie autorskiego algorytmu do oceny rejestracji dla trzech zestawów danych, zaprezentowanych na ryc. 8.3–8.5 (FRA-TEST 1–3), przedstawiono w tab. 8.5. Co prawda pierwsza para krzywych zarejestrowana została dla układu pomiarowego *end-to-end* po stronie przeciwnej zwartej, jednak autor poprzez analogię do rejestracji dla tych samych uzwojeń po stronie przeciwnej otwartej (zob. ryc. 8.4) wyznaczył początek zakresu średnich częstotliwości; dzięki temu możliwe było zastosowanie algorytmu.

Tabela 8.5. Wyniki oceny danych testowych autorskim algorytmem

Parametry	FRA-TEST 1	FRA-TEST 2	FRA-TEST 3
Δf_{MF}	392 Hz	88 Hz	706 Hz
ΔM_{max}	4,2 dB	3,4 dB	24,9 dB
Ocena	deformacja	stan normalny	deformacja

Algorytm nie uwzględnia zakresu niskich częstotliwości, w których różnice pomiędzy przebiegami oznaczają zwarcia w uzwojeniach lub namagnesowanie rdzenia i są łatwe do interpretacji. Wyniki analizy dotyczącej trzech transformatorów różnią się od wyników uzyskanych za pomocą omówionych wyżej algorytmów. W przypadku danych FRA-TEST 1 autorski algorytm wskazał na deformację. Z badań deformacyjnych wynika, że różnice w zakresie średnich częstotliwości o takim charakterze, jak obserwowane w przypadku analizowanego transformatora (zakres 150–300 kHz, cztery widoczne różnice), są związane z odkształceniami uzwojeń. Algorytm autora poprawnie zatem wskazał podejrzany przypadek, w przeciwieństwie do innych analizowanych narzędzi.

W drugim przypadku (FRA-TEST 2), jeśli chodzi o metody opisane w literaturze, pomijając zakres niskich częstotliwości, tylko współczynnik korelacji wskazał na lekką deformację. Algorytm autora określił widoczne różnice (ok. 10–15 kHz) jako nieistotne. Z doświadczeń pomiarowych wynika, że jest to wynik poprawny, gdyż przesunięcie pojedynczego fragmentu charakterystyki odpowiedzi częstotliwościowej w wąskim zakresie częstotliwości, występujące tuż za pierwszym maksimum charakterystyki, bez zmiany jej kształtu (liczby rezonansów) i bez znacznej zmiany tłumienia, nie jest zazwyczaj związane z deformacjami. Gdyby skala zmian była większa i gdyby skutkowała większą zmianą amplitudy, algorytm zakwalifikowałby tę różnicę jako deformację. Podobnie byłoby wówczas, gdy przesunięcie w dziedzinie częstotliwości dotyczyłoby rezonansu ok. 25 kHz. W trzecim przypadku (FRA-TEST 3) różnice pomiędzy przebiegami są ewidentne – algorytm autora określa je jako deformację, podobnie jak większość metod opisanych w literaturze.

Podsumowując, algorytm zaproponowany i przetestowany powyżej, umożliwia ocenę danych pomiarowych dotyczących pomiarów realizowanych w odstępach czasu, przy uwzględnieniu wniosków płynących z danych uzyskanych w wyniku kontrolowanych deformacji i potwierdzonych przemysłowych przypadków odkształceń. Ocena ta opiera się na łączonym kryterium częstotliwościowym (dla charakterystycznego rezonansu) i amplitudowym (w szerszym zakresie).

9. Komplementarne pomiary odpowiedzi częstotliwościowej i wibroakustycznej

9.1. Koncepcja komplementarnych pomiarów FRA + VM

Analiza wyników FRA jest w niektórych przypadkach trudna i może prowadzić do niejednoznacznych wniosków, na co zwrócono uwagę m.in. w poprzednich rozdziałach. Jak każda metoda eksperymentalna, analiza odpowiedzi częstotliwościowej może wymagać weryfikacji lub wręcz uzupełnienia informacji potrzebnych do poprawnej oceny stanu mechanicznego części aktywnej transformatora za pomocą innych metod. Autor, poszukując narzędzi ułatwiających interpretację wyników FRA, nawiązał współpracę z dr. inż. Eugeniuszem Kornatowskim, specjalistą w zakresie przetwarzania sygnałów [92]. Wspólne badania zaowocowały wykorzystaniem w określaniu stanu mechanicznego części aktywnej transformatora dwóch komplementarnych metod – analizy odpowiedzi częstotliwościowej oraz pomiarów wibroakustycznych, rejestrowanych zarówno w stanie ustalonym, jak i nieustalonym. Wyniki eksperymentów i przykład przemysłowego wdrożenia metody komplementarnych pomiarów FRA i wibroakustycznych przedstawione zostały w serii wspólnych publikacji [28, 29, 93]. Zaproponowana metoda znacznie zwiększa możliwości określania stanu mechanicznego uzwojeń transformatora, szczególnie w przypadkach dotychczas dyskusyjnych.

Metodą FRA można wykryć fizyczne przesunięcia fragmentów uzwojeń, które skutkują zmianami pojemności bądź indukcyjności własnych i wzajemnych. Oznacza to, że nie jest ona w stanie wykryć np. poluzowanego uzwojenia, w skrajnym przypadku z wypadniętymi przekładkami, ale pozostającego w pierwotnym kształcie. Eksploatacja transformatora z takim uzwojeniem może zakończyć się poważną awarią przy pierwszym zdarzeniu sieciowym. Za to metoda wibroakustyczna VM (z ang. Vibroacoustic Method) umożliwia detekcję poluzowanego rdzenia lub uzwojeń na podstawie wewnętrznych wibracji transformatora. Nie wykryje ona jednak odkształceń niezwiązanych z poluzowaniem uzwojenia, np. powstałych wskutek wysokich prądów zwarciovych wybrzuszeń na środku uzwojenia, bez utraty siły prasowania. Obie metody dają więc wyniki uzupełniające się wzajemnie.

Na obecnym etapie rozwoju metody VM istnieje wiele wariantów i modyfikacji metodyki pomiarowej oraz analizy wyników [9, 38, 92]; nie jest ona także znormalizowana w przypadku badań transformatorów. O ile żadna z obu wymienionych metod zastosowana pojedynczo nie daje stuprocentowej skuteczności w określaniu stanu technicznego transformatora, o tyle wspólna analiza wyników poprawia skuteczność oceny stanu technicznego części aktywnej transformatora. Każda z metod opiera się na analizie innych zjawisk fizycznych, co przy wspólnej analizie prowadzi do komplementarnych wniosków. W dalszej części rozdziału

omówiono eksperymenty w warunkach kontrolowanych deformacji, wykorzystujące obie metody pomiarowe. Pomiary VM rejestrowane były po włączeniu transformatora w stanie nieustalonym i ustalonym, za pomocą metod analizy w dziedzinie częstotliwości i czasu. Przedstawiono także przykłady analiz przemysłowych wyników pomiarów, po wdrożeniu komplementarnych pomiarów FRA + VM do praktyki eksploatacyjnej przez firmę Energo-Complex.

9.2. Przyczyny wibracji konstrukcji transformatora

W transformatorze występują siły elektrodynamiczne oraz spowodowane przez zjawisko magnetostrykcji. Powodują one mechaniczne wibracje uzwojeń oraz rdzenia, które przekazywane są do kadzi poprzez olej, a także bezpośrednio z rdzenia poprzez mocowanie części aktywnej. Poluzowanie uzwojeń lub pakietów rdzenia jest bezpośrednią przyczyną występowania harmoniczných w wyższych częstotliwościach rejestrowanych na powierzchni kadzi. Pomiar wibracji w stanie ustalonym, bez obciążenia, dostarcza informacji o stanie prasowania rdzenia [28, 29, 39, 92–94].

Wibracje rdzenia powodowane są zjawiskiem magnetostrykcji, czyli zmiany wymiarów geometrycznych materiału magnetycznego w polu magnetycznym. Pole to w rdzeniu otoczonym uzwojeniem zależy od przyłożonego do niego napięcia. Zmianę długości rdzenia można oszacować za pomocą zależności [125]:

$$\Delta L(t) = \frac{\varepsilon_s U_{\max}^2 L}{(zS\omega B_s)^2} \cos^2 \omega t \quad (9.1)$$

gdzie:

- L – długość blachy rdzenia (m),
- ε_s – współczynnik nasycenia magnetostrykcji,
- z – liczba zwojów w uzwojeniu,
- S – pole powierzchni przekroju rdzenia (m²),
- B_s – indukcja magnetyczna nasycenia (T),
- ω – pulsacja kątowna (rad/s).

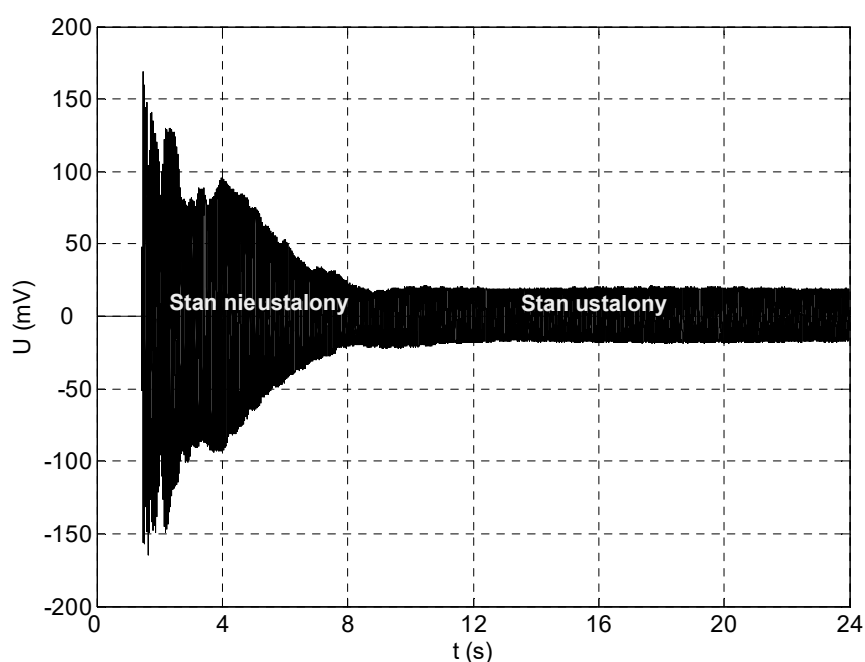
Przy założeniu, że amplituda napięcia $U_{\max}$ jest na tyle niska, że nie spowoduje nasycenia rdzenia, możliwe jest określenie przyspieszenia wibracji rdzenia powodowanych przez magnetostrykcję:

$$\alpha_r(t) = \frac{d^2 \Delta L}{dt^2} = -\frac{2\varepsilon_s U_{\max}^2 L}{(zSB_s)^2} \cos 2\omega t \quad (9.2)$$

Z powyższego wzoru wynika, że podstawowa częstotliwość harmoniczna wibracji rdzenia ma wartość dwa razy większą od częstotliwości napięcia zasilającego, zaś amplituda wibracji jest proporcjonalna w kwadracie do amplitudy napięcia. Warto podkreślić, że wibracje rdzenia nie zależą od prądu w uzwojeniach. Wzory (9.1) i (9.2) opierają się na założeniu, że wartość chwilowa współczynnika magnetostrykcji jest wprost proporcjonalna do kwadratu indukcji. W rzeczywistości wibracje mechaniczne powodowane przez magnetostrykcję zawierają także wyższe harmoniczne.

Z kolei vibracje uzwojeń wynikają z sił elektrodynamicznych proporcjonalnych do kwadratu prądu przez nie płynącego [161]. Siły te są wprost proporcjonalne do przyspieszenia, a więc i przyspieszenie jest proporcjonalne do kwadratu prądu. Przy założeniu, że $I = I_{max}\cos(\omega t)$ i wiedząc, że $\cos^2 \omega t = 0,5(\cos 2\omega t + 1)$, także w tym przypadku częstotliwość podstawowej harmonicznej będzie dwa razy większa od częstotliwości źródła, czyli jak w przypadku vibracji rdzenia. Zależność ta jest prawdziwa w przypadku umiarkowanych deformacji, gdy stała sprężystości materiału izolacyjnego ma charakter liniowy. W przypadku większych deformacji lub luźnych uzwojeń stała ta staje się nieliniowa; wówczas generowane są wyższe harmoniczne.

Na rycinie 9.1 przedstawiono przykładowy przebieg vibracji kadzi zarejestrowany w stanie jałowym w czasie 20 s po włączeniu transformatora. Zauważyć można dwa zakresy – pierwszy do ok. 8 s (stabilizacja vibracji), a drugi powyżej tego czasu (stan ustalony). W stanie ustalonym biegu jałowego źródłem vibracji jest tylko rdzeń, przy założeniu, że prąd płynący przez uzwojenia jest niewielki. Przy stałej amplitudzie napięcia analiza vibracji w tym zakresie umożliwia ocenę stanu mechanicznego samego rdzenia.



Ryc. 9.1. Sygnał vibracji z czujnika akcelerometrycznego, zarejestrowany w kadzi transformatora
Źródło: [93].

W stanie nieustalonym zarejestrowany sygnał zawiera zarówno vibracje pochodzące od rdzenia, jak i od uzwojeń. Po włączeniu transformatora płynie prąd o dużej wartości, zależny m.in. od konstrukcji transformatora, układu połączeń i odstępów uzwojenia magnesującego od rdzenia. W niektórych przypadkach prąd ten może przekraczać chwilowo wartości nominalne nawet ponad 10 razy.

9.3. Pomiary wibracji w stanie ustalonym

Metody analizy sygnału w stanie ustalonym opierają się głównie na analizie spektrum z transformatami FFT, STFT i falkową. Zazwyczaj metody te na potrzeby oceny stanu mechanicznego rdzenia wymagają wyników porównawczych pochodzących z podobnych jednostek [32]. W niektórych przypadkach zaleca się zamocowanie akcelerometru w tym samym miejscu, z dokładnością do 5 cm [124].

Do analizy wibracji rdzenia w stanie jałowym (w stanie ustalonym) zaproponowano zależność opisującą znormalizowane zmiany mocy sygnału przyspieszenia w funkcji częstotliwości [92]:

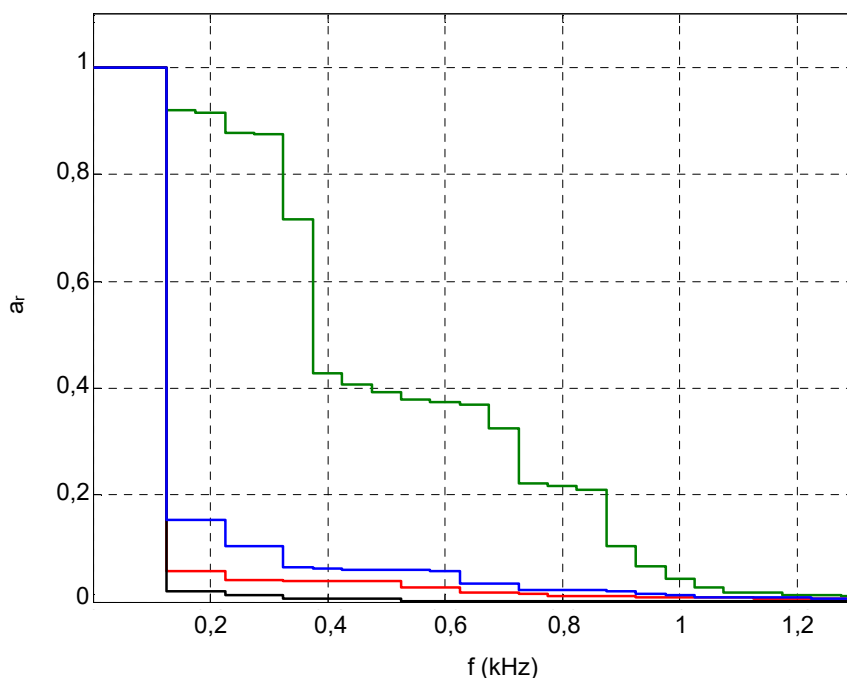
$$P_r(f) = \frac{\int_0^f P_{xx}(f) df}{\int_0^{f_2} P_{xx}(f) df} \quad (9.3)$$

gdzie:

$P_{xx}(f)$ – estymata funkcji widmowej gęstości mocy drgań (sygnału przyspieszenia),

$f_2 = 2,5$ kHz.

Powyższa zależność umożliwia ocenę wibracji rdzenia w zakresie do 2,5 kHz, w którym powinny wystąpić wyższe harmoniczne w przypadku mechanicznych uszkodzeń rdzenia. Przykładowe zmiany względnej mocy wibracji kadzi w funkcji częstotliwości, dalej oznaczone jako $a_r(f)$, pokazano na ryc. 9.2.



Ryc. 9.2. Znormalizowane zmiany mocy wibracji kadzi w stanie ustalonym: — lewa kolumna, — środkowa kolumna, — prawa kolumna, — środkowa kolumna przy poluzowanym rdzeniu
Źródło: [93].

Stan mechaniczny rdzenia można określić na podstawie stromości opadania charakterystyki z ryc. 9.2. W przypadku transformatora z rdzeniem w stanie idealnym współczynnik P_r powinien wynosić 1 przy $f \in < 0 \text{ Hz}, 100 \text{ Hz} >$ i $P_r = 0$ przy $f > 100 \text{ Hz}$. Kształt krzywych zarejestrowanych dla testowego transformatora odzwierciedla bardzo dobry stan rdzenia [28, 29, 92, 93].

Doświadczenia eksperymentalne przeprowadzone przez autorów opisywanej koncepcji pomiarów komplementarnych wykazały, że wyniki uzyskane dzięki wykorzystaniu wzoru (9.3) umożliwiają analizę niezależną od miejsca zamocowania akcelerometrów. Obrazuje to ryc. 9.2, na której przedstawiono rejestracje wykonane przy zamocowaniu akcelerometru w połowie wysokości kadzi, na wprost każdej z kolumn części aktywnej. Błąd oceny wartości P_r , zdefiniowany jako odchyłka od wartości średniej, nie przekracza $\pm 0,1$ przy częstotliwości powyżej 100 kHz; spada do $\pm 0,05$ przy częstotliwości 300 Hz. Dla porównania na rycinie pokazano zmiany względnej mocy wibracji kadzi zarejestrowane po wprowadzeniu defektu w rdzeniu – poluzowanego prasowania obu jarzm rdzenia.

9.4. Pomiary wibracji w stanie nieustalonym

Po włączeniu transformatora na bieg jałowy pojawia się prąd magnesujący, który stabilizuje się w okresie 5–10 s i pośrednio powoduje wibracje kadzi (ryc. 9.1). Są one powodowane zarówno przez uzwojenia, jak i przez rdzeń. Stan mechaniczny obu tych elementów może być oceniony metodami z dziedziny częstotliwości, np. na podstawie analizy spektrogramów [39, 94]. Na potrzeby komplementarnej metody FRA + VM zaproponowano transformatę Hilberta, stosowaną w metrologii do określania obwiedni sygnału modulowanego amplitudowo. Z definicji ciągła transformata Hilberta sygnału ciągłego w czasie $x_{re}(t)$ jest określona jako [32, 93]:

$$x_{im}(t) = H[x_{re}(t)] = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{x_{re}(\tau)}{t-\tau} d\tau \quad (9.4)$$

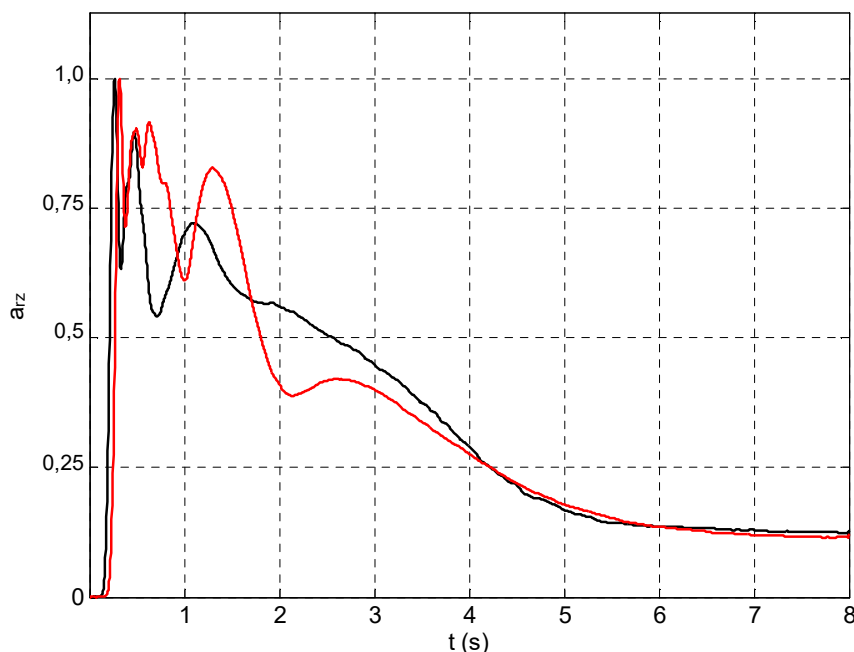
Wartości uzyskane z zależności (9.4) są rzeczywiste i zależą od czasu t . Mając dany rzeczywisty sygnał $x_{re}(t)$ i obliczony $x_{im}(t)$, można stworzyć sygnał zespolony, nazywany sygnałem analitycznym:

$$x(t) = x_{re}(t) + j \cdot x_{im}(t) \quad (9.5)$$

Moduł zależności (9.5) jest obwiednią sygnału modulowanego amplitudowo, dalej oznaczanego jako $a_{rz}(t)$. W przypadku diagnostyki wibroakustycznej $x_{re}(t)$ jest sygnałem przyspieszenia drgań kadzi. Na ryc. 9.3 przedstawiono przykładowe przebiegi $a_{rz}(t)$ (znormalizowana obwiednia sygnału przyspieszenia drgań) transformatora w dobrym stanie mechanicznym oraz z defektami mechanicznymi w części aktywnej – w rdzeniu i uzwojeniach. Pokazane na rycinie przebiegi $a_{rz}(t)$ wyznaczono z wykorzystaniem algorytmu zmodyfikowanego detektora amplitudy [92].

Krzywe przedstawione na ryc. 9.3 uzyskano poprzez przekształcenie sygnałów zarejestrowanych w stanie nieustalonym, które poddano normalizacji do wartości maksymalnej (okres od 0 do ok. 8 s). Biorąc pod uwagę to, iż prąd magnesujący zanika po ok. 0,5 s, zauważyć można, iż oscylacje w przypadku transformatora w dobrym stanie (linia ciągła) zanikają po ok. 1,5 s,

zaś w przypadku transformatora z defektami (linia przerywana) – po ok. 3 s. Stabilizacja wibracji, rejestrowana akcelerometrem zamocowanym do kadzi, trwa ok. 5 s w obu przypadkach. Na potrzeby analizy założono, że amplitudę i czas oscylacji sygnału a_{rz} można użyć jako kryterium oceny stanu mechanicznego rdzenia i uzwojeń jednocześnie [28, 29, 92, 93].



Ryc. 9.3. Proces stabilizacji wibracji uzwojeń i rdzenia w stanie nieustalonym; — transformator w dobrym stanie mechanicznym, — transformator z defektami
Źródło: [93].

9.5. Pomiary FRA + VM w warunkach kontrolowanych deformacji – transformator 800 kVA

Weryfikację założeń opisanej metody przeprowadzono na rzeczywistym transformatorze, który przed rozpoczęciem badań był w bardzo dobrym stanie mechanicznym. Jednostka ta została przeznaczona do złomowania ze względu na wiek, co umożliwiło wykonanie badań deformacyjnych. Był to transformator typu TONa 800/15, o napięciach 15/0,4 kV i mocy 800 kVA. Pomiary eksperymentalne przeprowadzono w wybranej stacji elektroenergetycznej spełniającej wymogi bezpieczeństwa i zapewniającej zasilanie od strony 15 kV podczas kolejnych rejestracji przy postępujących deformacjach w rdzeniu i uzwojeniach. Wszystkie pomiary wykonywano na kompletnej jednostce, z częścią aktywną zanurzoną w oryginalnym oleju, z wiekiem kadzi solidnie przykręconym śrubami, z zamocowanymi oryginalnymi izolatorami przepustowymi. Na każdym etapie badań rejestrowano odpowiedź częstotliwościową, po czym zasilano jednostkę od strony 15 kV na biegu jałowym na potrzeby rejestracji sygnału wibroakustycznego w stanie nieustalonym oraz ustalonym. W części aktywnej wprowadzono defekty podane w tab. 9.1.

Tabela 9.1. Defekty wprowadzone do części aktywnej wraz z oznaczeniem kodowym

Nr	Defekty w rdzeniu lub w uzwojeniach	Kod
1	Przed deformacjami – pomiar odniesienia	C0W0
2	Poluzowane częściowo prasowanie rdzenia (ok. 6% szerokości)	C1W0
3	Poluzowane całkowicie prasowanie rdzenia (ok. 10% szerokości)	C2W0
4	Poluzowane prasowanie uzwojenia GN pojedynczej fazy (bez przesunięcia uzwojeń)	C0W1
5	Deformacja uzwojenia poosiowa – obniżenie górnej cewki o 6 mm	C0W2
6	Deformacja uzwojenia poosiowa – obniżenie dwóch górnych cewek o 6 + 6 mm	C0W3

C – rdzeń, W – uzwojenie.

Część aktywną wyciągano z kadzi po każdej serii pomiarów za pomocą dźwigu i wprowadzano kolejne deformacje. Na ryc. 9.4 przedstawiono widok transformatora podczas badań oraz przykładową deformację wprowadzoną w uzwojeniu górnym napięcia (C0W3). Pomiar odpowiedzi częstotliwościowej autor przeprowadzał, podobnie jak wcześniejsze badania deformacyjne, za pomocą komercyjnego rejestratora FRAnalyzer, firmy Omicron, zgodnie z wytycznymi normy IEC 60076-18. Transformator był połączony z miernikiem w układzie pomiędzy końcami badanego uzwojenia, po stronie przeciwnej otwartej (*end-to-end open*).

a)

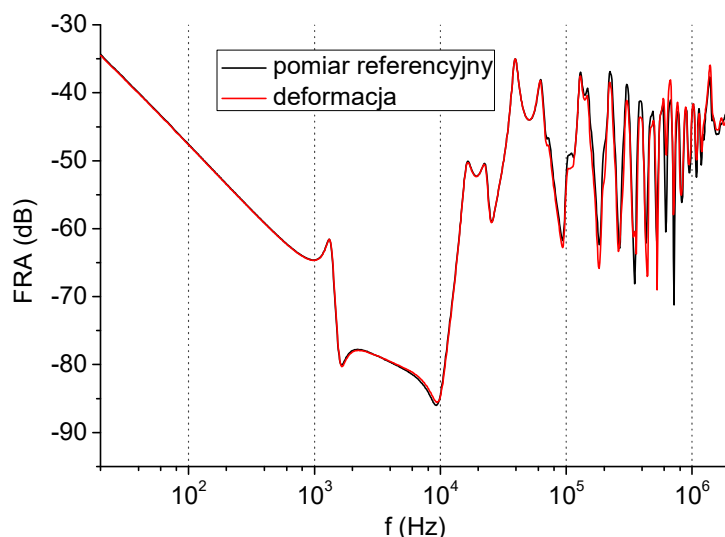


b)

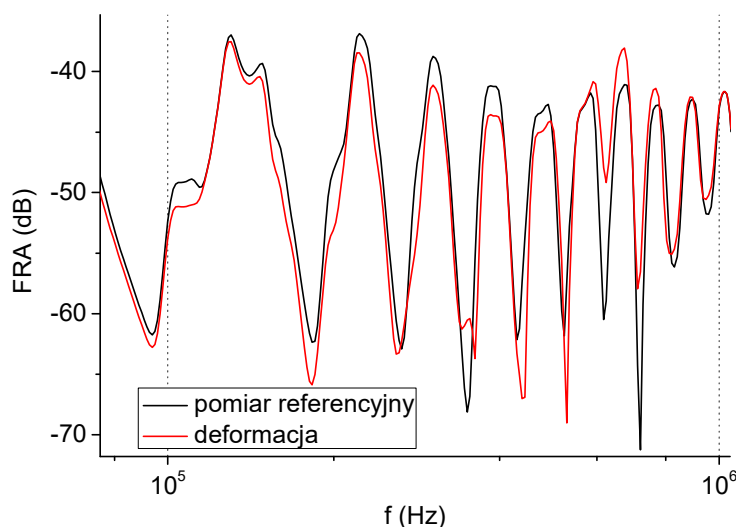


Ryc. 9.4. Transformator TONa 800/15 w czasie badań: a) widok na uniesioną część aktywną, b) uzwojenie GN z wprowadzoną deformacją (C0W3)

Na ryc. 9.5 zaprezentowano wyniki pomiarów odpowiedzi częstotliwościowej w pełnym spektrum częstotliwości. Jak widać, wprowadzona deformacja (C0W3) powoduje zmiany w krzywej w zakresie od ok. 100 kHz do 1 MHz, co – biorąc pod uwagę niewielkie gabaryty geometryczne transformatora – stanowi obszar częstotliwości odpowiedzialny za zmiany w uzwojeniu. Na kolejnym wykresie (ryc. 9.6) przedstawiono powiększony fragment charakterystyki z widocznymi zmianami dla dwóch deformacji – C0W2 i C0W3.



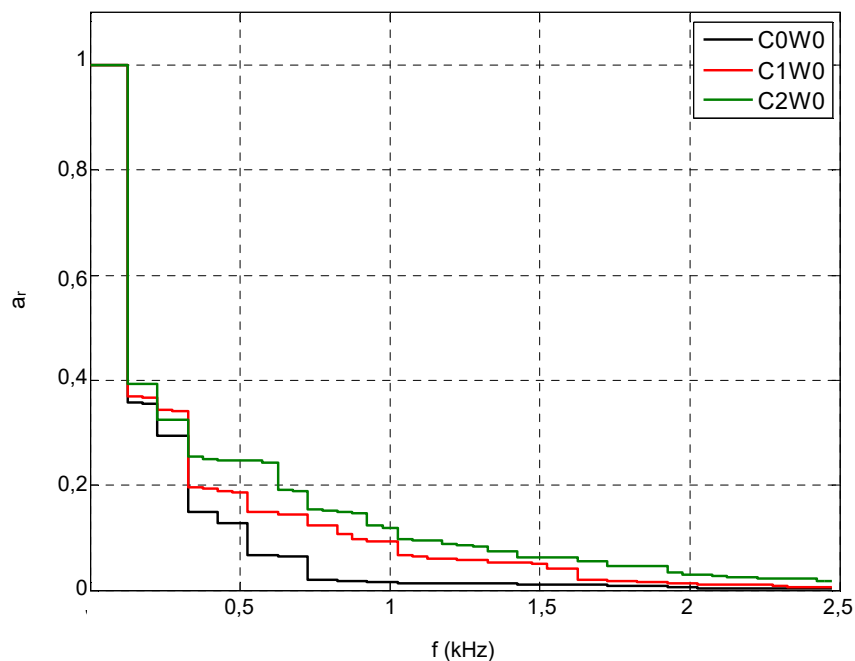
Ryc. 9.5. Odpowiedź częstotliwościowa transformatora – całe spektrum częstotliwości; widoczne zmiany w zakresie od ok. 100 kHz



Ryc. 9.6. Powiększony zakres odpowiedzi częstotliwościowej w przypadku dwóch deformacji uzwojeń (C0W2 i C0W3)

Zgodnie z oczekiwaniami poluzowanie rdzenia nie wpłynęło na krzywe odpowiedzi częstotliwościowej. Podobnie niezauważone pozostało poluzowanie uzwojeń, gdy nie wystąpiło ich fizyczne przesunięcie. Zauważalne w rejestracjach są za to deformacje uzwojenia (C0W2 oraz C0W3). Różnice polegają głównie na zmianie tłumienia, nawet o 15 dB, a w przypadku większości przesuniętych rezonansów wynoszą 3–5 dB; widoczne są także zmiany kształtu krzywej, przy 280 kHz, 400 kHz, 460 kHz.

Z kolei wyniki VM zaprezentowano na ryc. 9.7 – osobno dla stanu nieustalonego i osobno dla stanu ustalonego. W czasie wszystkich pomiarów akcelerometr zamocowany był w tym samym miejscu, w połowie wysokości kolumny, na której wykonywano deformacje uzwojeń. Wpływ defektów w rdzeniu na rejestracje w stanie ustalonym przedstawiono na ryc. 9.7 w postaci zmian znormalizowanych wartości względnej mocy wibracji kadzi transformatora.



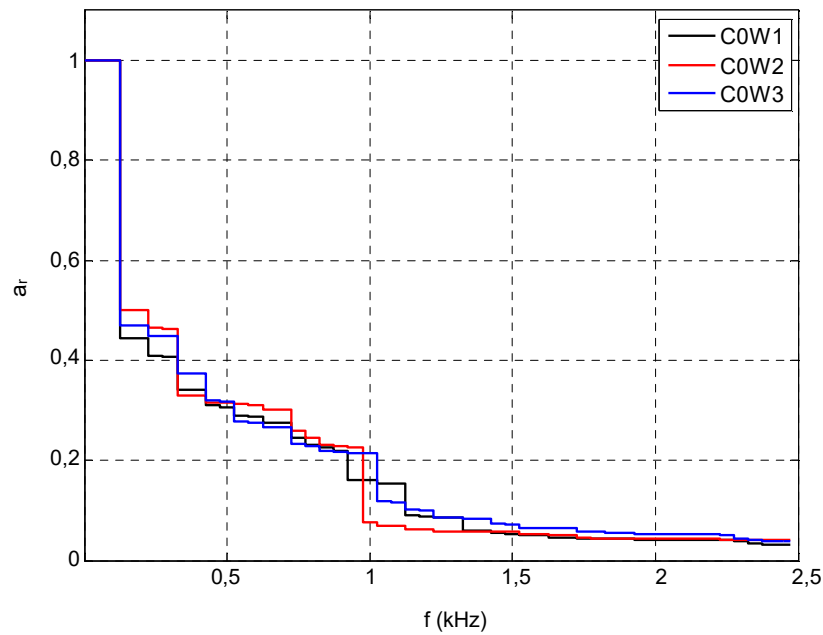
Ryc. 9.7. Znormalizowane zmiany mocy wibracji w stanie ustalonym transformatora, zasilonego na biegu jałowym, z defektem rdzenia
Źródło: [93].

Jak można zauważyć, rozwijająca się degradacja stanu mechanicznego rdzenia prowadzi do zwiększenia wartości mocy w szerokim zakresie częstotliwości. W przypadku uzwojenia w stanie pierwotnym (C0W0) wartości tego parametru spadają poniżej 2% wartości maksymalnej już powyżej częstotliwości 700 Hz, zaś w przypadku defektu C2W0 poziom ten jest osiągnięty dopiero powyżej 2000 Hz.

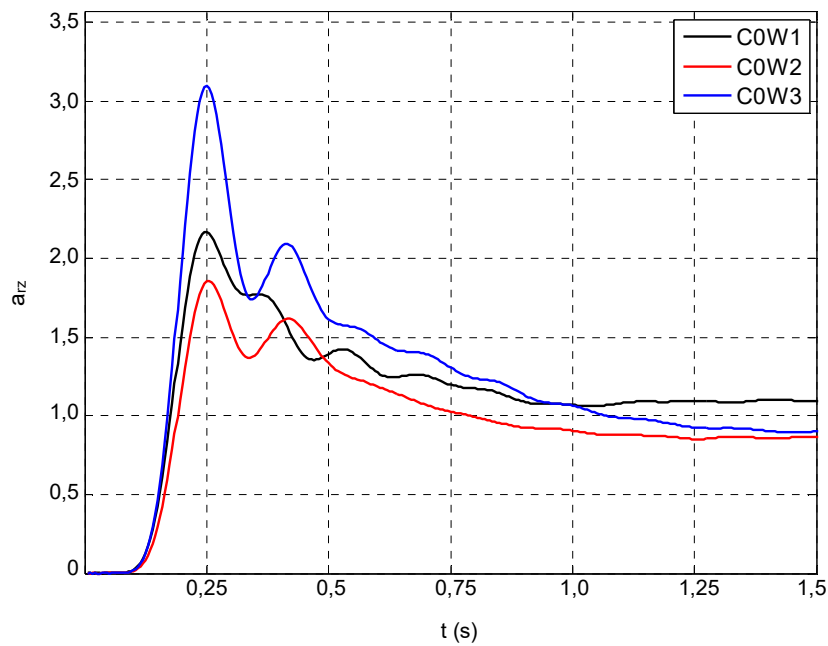
W przypadku deformacji w uzwojeniach wpływ na pomiary mocy widmowej w stanie ustalonym jest znikomy, co przedstawiono na ryc. 9.8.

Powyższe wyniki prowadzą do oczywistych wniosków, iż to magnetostrykcja ma dominujący wpływ na wibracje w stanie ustalonym pracy transformatora na biegu jałowym. Porównanie wartości prądu płynącego w uzwojeniach w warunkach obciążenia nominalnego i bez obciążenia wskazuje, że w drugim przypadku wartość ta jest w zasadzie pomijalnie mała, co skutkuje podobnym przebiegiem wartości P_r w dziedzinie częstotliwości przy różnych defektach w uzwojeniu. Innymi słowy, analiza zmian mocy wibracji kadzi w warunkach pracy na biegu jałowym nie pozwala na miarodajną diagnostykę stanu mechanicznego uzwojeń.

Natomiast pomiary wibracji w stanie nieustalonym można wykorzystać głównie do oceny stanu mechanicznego uzwojeń w warunkach pracy na biegu jałowym. Na ryc. 9.9 przedstawiono proces stabilizacji znormalizowanych obwiedni przyspieszeń wibracji rdzenia (znormalizowanych obwiedni sygnału przyspieszenia) w trzech przypadkach defektów w uzwojeniach.

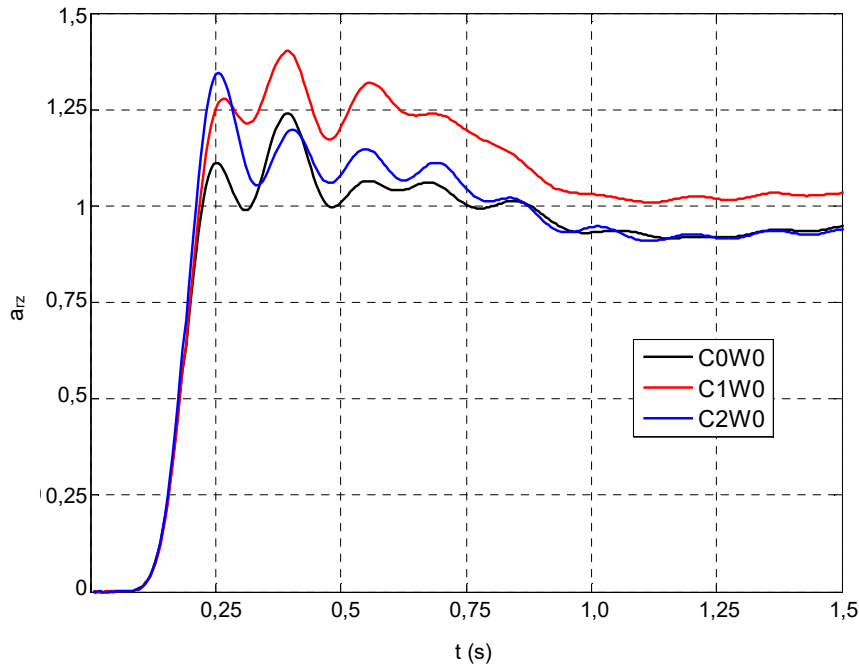


Ryc. 9.8. Znormalizowane zmiany mocy wibracji w stanie ustalonym transformatora, zasilonego na biegu jałowym, z defektem uzwojeń
Źródło: [93].



Ryc. 9.9. Proces stabilizacji znormalizowanych przyspieszeń wibracji rdzenia w trzech przypadkach defektów w uzwojeniach; a_{rz} – znormalizowana obwiednia sygnału przyspieszenia drgań
Źródło: [92, 93].

Największa deformacja uzwojenia (C0W3) spowodowała wzrost maksymalnej wartości względnej przyspieszenia i amplitudy oscylacji. Analogiczne pomiary wykonane w przypadku samych defektów w rdzeniu prowadzą do wyników uniemożliwiających jednoznaczną interpretację; przedstawione zostały na ryc. 9.10.



Ryc. 9.10. Proces stabilizacji znormalizowanych przyspieszeń wibracji rdzenia w dwóch przypadkach defektów w rdzeniu, a_{rz} – znormalizowana obwiednia sygnału przyspieszenia drgań
Źródło: [92, 93].

W tym wypadku całkowite poluzowanie rdzenia, w odniesieniu do stanu pierwotnego, spowodowało maksymalną różnicę między krzywymi na poziomie ok. 0,2 (krzywe C0W0 i C2W0 dla $t = 0,25$ s). W przypadku tego defektu w rdzeniu zaobserwować można głównie wzrost oscylacji w zakresie od 0,2 s do 1,0 s. W przypadku defektów w uzwojeniach zaobserwować można o wiele większą czułość tej metody pomiarowej. Porównując krzywe zarejestrowane w przypadku uzwojenia rozprasowanego (C0W1) i uzwojenia z dwiema deformacjami, związanymi z przesunięciami (C0W2 i C0W3), stwierdzono, iż amplituda a_{rz} wzrosła z wartości 1,8 do 3,1.

Dane pomiarowe uzyskano z pięciu pomiarów na podstawie uśrednienia wyników, co miało na celu zminimalizowanie wpływu remanencji (różnej przy każdym włączeniu) oraz kąta fazowego w momencie włączenia.

9.6. Pomiary FRA + VM w warunkach kontrolowanych deformacji – transformator 16 MVA

Kolejne badania w warunkach kontrolowanych deformacji rzeczywistego obiektu przeprowadzono na transformatorze typu TR 16000/110, o napięciach 115/16,5 kV, mocy 16 MVA, wyprodukowanym w 1968 roku (ryc. 9.11) [27].

Transformator został przeznaczony do złomowania ze względu na wiek; jego stan mechaniczny części aktywnej przed rozpoczęciem eksperymentu oceniony został jako dobry. Wszystkie pomiary wibroakustyczne oraz rejestracje krzywych FRA realizowane były na transformatorze kompletnym, z częścią aktywną zanurzoną w oryginalnym oleju, z zakręconymi śrubami wieka. Na potrzeby deformacji część aktywną unoszono za pomocą dźwigu o nośności 90 t.



Ryc. 9.11. Transformator TR 16000/110 poddany badaniom

Pomiary FRA początkowo autor przeprowadził dla wszystkich faz – zarówno po stronie górnej, dolnej, jak i dla układu międzyuzwojeniowego. W dalszej części eksperymentu mierzono odpowiedź tylko tej kolumny, w której wprowadzano deformacje.

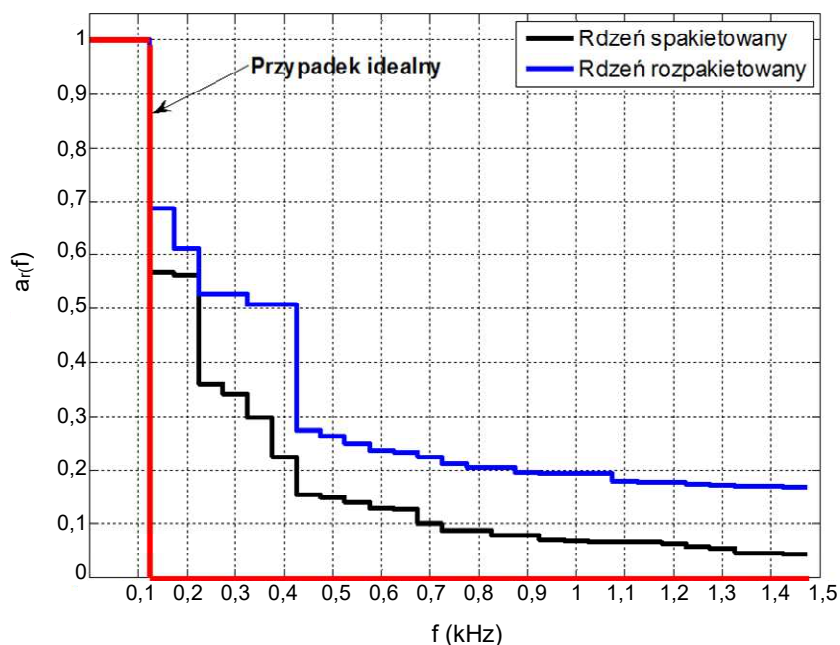
Rejestracje wibroakustyczne dokonywane były po załączeniu transformatora pod napięcie od strony 110 kV na stacji, w której transformator był zainstalowany, co możliwe było dzięki współpracy autora oraz dr. inż. Eugeniusza Kornatowskiego, odpowiedzialnego za część wibroakustyczną badań, z Oddziałem Dystrybucji Szczecin Enea Operator. Rejestrowano zarówno stan nieustalony przebiegu, jak i stan ustalony. Deformacje polegały na luzowaniu prasowania rdzenia poprzez odkręcanie śrub prasujących górne jarzmo oraz na luzowaniu prasowania uzwojeń poprzez wybicie klinów i przekładek spod szczęk dociskowych. Dodatkowo przed pomiarami z poluzowanymi uzwojeniami załączono kilkakrotnie transformator, aby „wstrząsnąć” częścią mechaniczną i spowodować jej naturalne rozprężenie.

W przypadku luzowania rdzenia wykonywano tylko rejestracje wibroakustyczne, gdyż taka deformacja nie skutkuje wystarczająco dużymi przesunięciami istotnych elementów w części aktywnej transformatora, które miałyby zmienić jej odpowiedź częstotliwościową. Na ryc. 9.12 przedstawiono widok na uniesioną część aktywną transformatora podczas luzowania prasownia jarzma rdzenia.

Rycina 9.13 ukazuje graficznie wyniki analizy sygnału drgań kadzi uzyskane z wykorzystaniem dyskretnej transformaty Fouriera; na podstawie wzoru (9.3) obliczono zmiany mocy wibracji w funkcji częstotliwości.



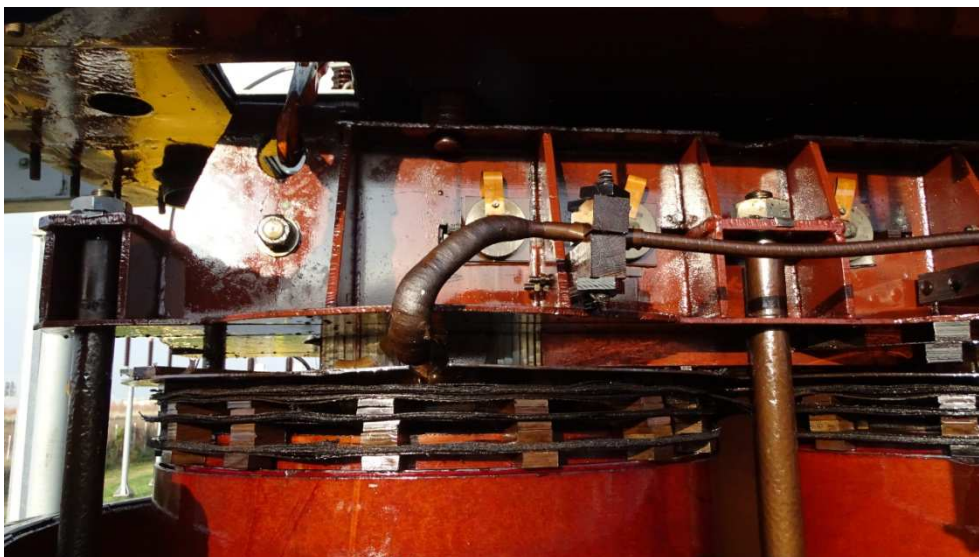
Ryc. 9.12. Luzowanie prasowania rdzenia badanego transformatora



Ryc. 9.13. Zmiany mocy drgań kadzi diagnozowanej jednostki transformatorowej
Źródło: [27].

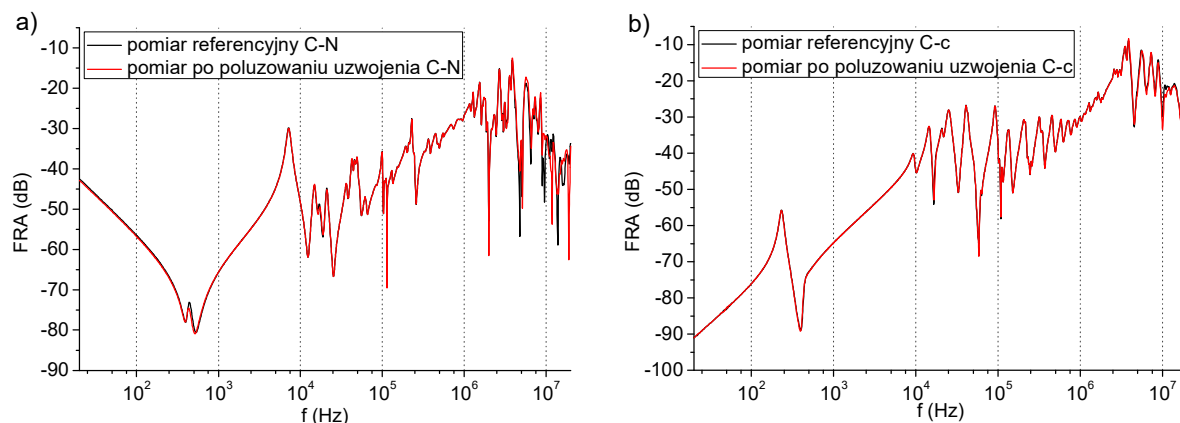
Na powyższym wykresie pokazano trzy krzywe: dla przypadku transformatora idealnego (linia czerwona) oraz krzywe obliczone dla badanej jednostki przed i po rozpakietowaniu górnego jarzma rdzenia. Analizując pokazane wykresy, można stwierdzić, że mechaniczna degradacja rdzenia prowadzi do zwiększenia mocy drgań w zakresie powyżej 100 Hz, a moc wibracji $a_r(f)$ stabilizuje się na poziomie ok. 0,2 wartości mocy maksymalnej (w zakresie od 0 Hz do 100 Hz). W przypadku rdzenia w stanie oryginalnym krzywa $a_r(f)$ asymptotycznie dążyła do wartości ok. 0,05 mocy maksymalnej. Zatem mniejsza prędkość opadania $a_r(f)$ świadczy o rozwijających się uszkodzeniach rdzenia transformatora.

W przypadku poluzowanych uzwojeń przeprowadzono zarówno rejestrację FRA, jak i VM. Widok poluzowanych uzwojeń ukazano na ryc. 9.14. Luzowanie polegało na usunięciu elementów dociskowych na całym obwodzie uzwojenia badanej fazy. Dodatkowo przed pomiarami właściwymi kilkakrotnie włączono transformator, by udar prądowy spowodował rozprężenie uzwojenia ku górze.



Ryc. 9.14. Uzwojenie badanego transformatora pozbawione elementów dociskowych

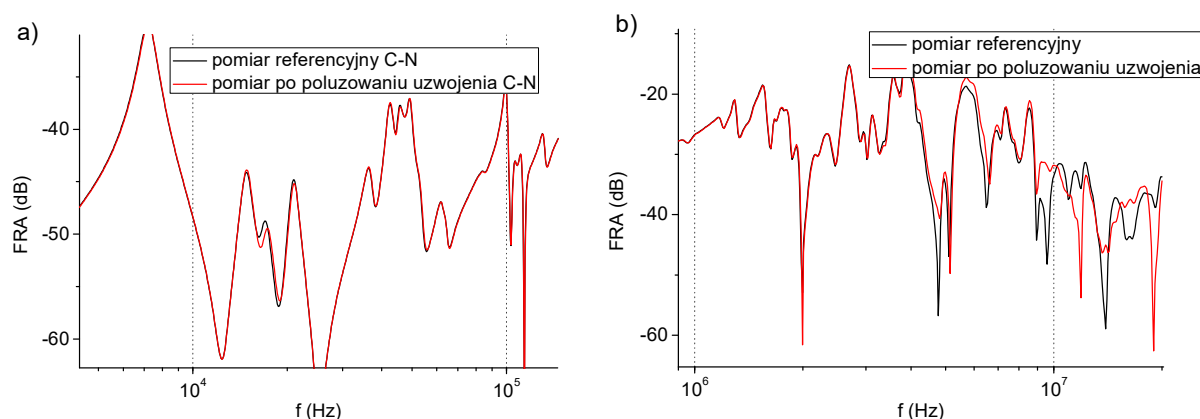
Na ryc. 9.15 przedstawiono krzywe odpowiedzi częstotliwościowej zmierzone przez autora w układzie pomiędzy końcami uzwojenia (*end-to-end*) oraz w układzie międzyuzwojeniowym.



Ryc. 9.15. Odpowiedź częstotliwościowa uzwojenia fazy C w układzie *end-to-end* (a) i w układzie międzyuzwojeniowym (b) w całym zakresie częstotliwości pomiarowych

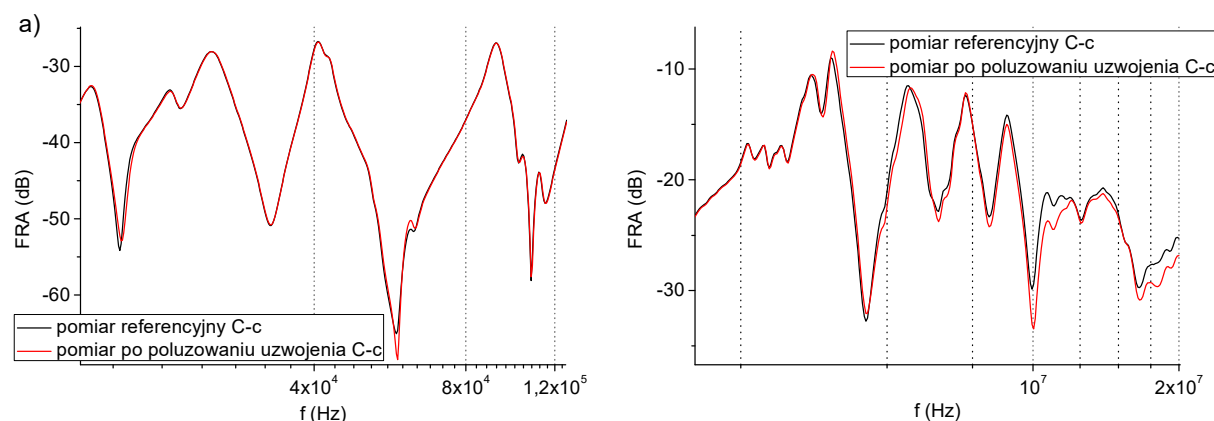
W całym zakresie częstotliwości różnice pomiędzy charakterystykami są prawie niezauważalne, co wynika z faktu, iż samo rozprężenie uzwojeń nie jest dużej skali. Jedyne widoczne różnice występują powyżej 1 MHz, w układzie *end-to-end*, lecz jest to zakres częstotliwości, na który wpływ mają także czynniki związane z metodologią pomiarową, układem wyprowadzeń i połączeń, a więc nie można mieć pewności, co jest przyczyną takich różnic. Na ryc. 9.16 zaprezentowano powiększone fragmenty krzywych zmierzonych dla układu *end-to-end*.

Na ryc. 9.16a zauważyć można różnice pomiędzy przebiegami, przy częstotliwości ok. 10–20 kHz. Jest to ewidentny wpływ rozprężenia uzwojenia; zakres ten odpowiada za tzw. deformacje zgrubne. Co prawda zmiany te nie są duże; osiągają maksymalnie 2–3 dB, jednak w połączeniu w metodą wibroakustyczną stanowią potwierdzenie istnienia określonego defektu w części aktywnej transformatora.



Ryc. 9.16. Powiększone fragmenty odpowiedzi częstotliwościowej uzwojenia fazy C w układzie *end-to-end*

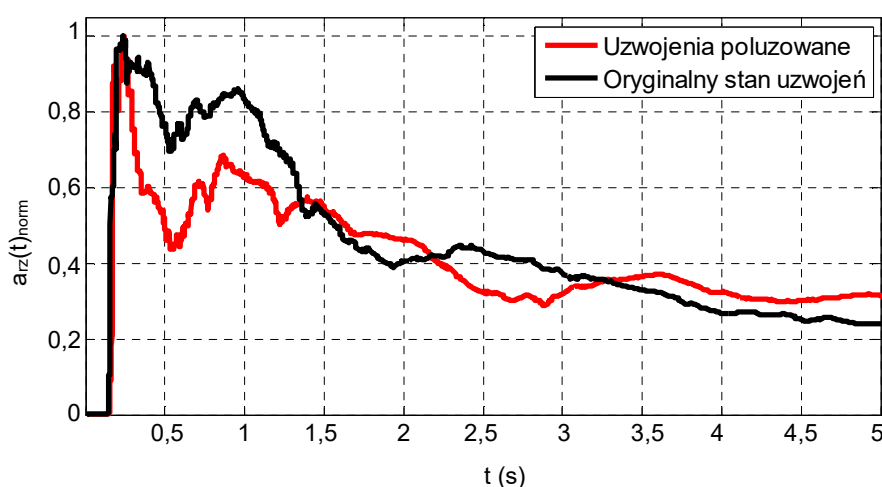
Na ryc. 9.16b widać powiększony fragment zakresu wysokich częstotliwości z wyraźnymi zmianami od 5 do 20 MHz – lecz jak wspomniano – jest to zakres o dużej niepewności interpretacyjnej, a dodatkowo standardowy pomiar wykonywany jest zazwyczaj do 2 MHz, co oznacza, że obszar ten byłby w praktyce przemysłowej niezmierny. Na ryc. 9.17 przedstawiono powiększone fragmenty charakterystyk odpowiedzi częstotliwościowej zmierzonej w układzie międzyuzwojeniowym pojemnościowym, czyli pomiędzy uzwojeniem górnym a dolnym danej fazy, poprzez sprzężenie pojemnościowe.



Rys. 9.17. Powiększone fragmenty odpowiedzi częstotliwościowej uzwojenia fazy C w układzie międzyuzwojeniowym; zakres: a) 20 K–120 K, b) 1 M–20 M

Podobnie jak w poprzednim przypadku widoczne zmiany pojawiają się około 10–20 kHz, lecz również ok. 65 kHz (ryc. 9.17a). Ta druga zmiana polega na zwiększeniu tłumienia rezonansu o ok. 5 dB, co jest już zmianą wyraźną. Potwierdza to więc doświadczenia autora, przedstawione w rozdziale 4, które wskazują, że pomiary międzyuzwojeniowe są bardziej wrażliwe na większość deformacji. Niestety, nie są one zalecane jako pomiar standardowy, w związku z czym przy braku danych referencyjnych interpretacja takich wyników może być niemożliwa. Na ryc. 9.17b przedstawiono różnice pomiędzy krzywymi w zakresie wysokich częstotliwości – który podobnie jak w układzie *end-to-end* – wydaje się trudny do jednoznacznej interpretacji, chociaż zapewne w tym przypadku wynika on właśnie z rozprężenia uzwojenia.

Poniżej przedstawiono wyniki rejestracji wibroakustycznych. Wykresy pokazane na ryc. 9.18 przedstawiają przebiegi obwiedni przyspieszenia drgań kadzi w czasie do ok. 5 s od podłączenia nieobciążonego transformatora.

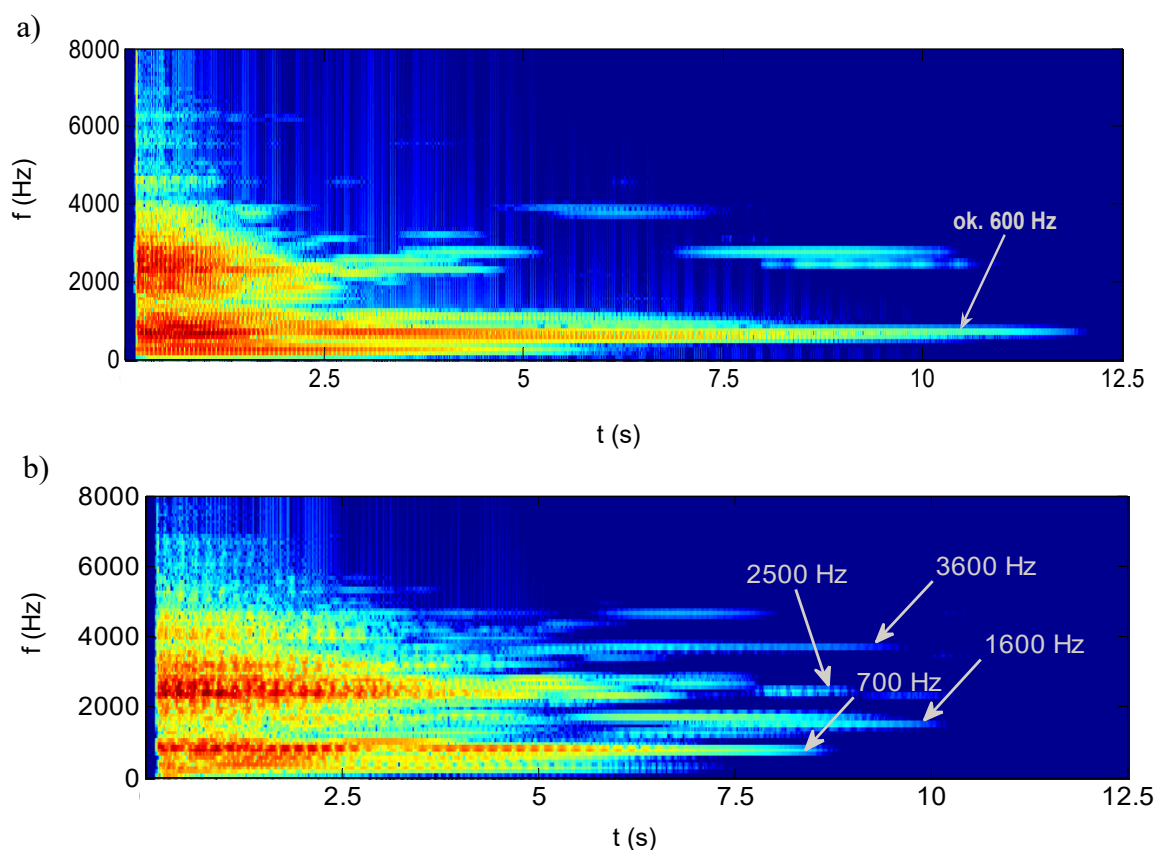


Ryc. 9.18. Proces stabilizacji obwiedni przyspieszenia drgań kadzi transformatora
Źródło: [27].

Analiza przebiegu krzywych dowodzi, że po poluzowaniu uzwojeń transformatora wzrosła amplituda oscylacji obwiedni przyspieszenia vibracji, szczególnie w zakresie do 1,5 s (np. wzrost wartości $a_{rz}(t)_{\text{norm}}$ od 0,5 do 1 s). W stanie oryginalnym zmiany przyspieszenia do 1,0 s nie przekraczały 30% wartości maksymalnej. Poluzowanie uzwojeń spowodowało, iż w pierwszej sekundzie wahania amplitudy przyspieszenia przekraczały 50% wartości maksymalnej. W czasie przekraczającym 1,5 s w obu rozpatrywanych przypadkach następuje stabilizacja amplitudy drgań (obwiedni) na podobnym poziomie.

Wykorzystanie analizy czasowo-częstotliwościowej w analizie wibroakustycznej może umożliwić dokładniejsze wnioskowanie. Dodatkowo, jeżeli w procesie preprocessingu analizowanego sygnału zastosuje się algorytm odejmowania widmowego SSM [92], to diagnostyka znacznie zyska na „czytelności” wyników. Generalnie, zastosowanie metody odejmowania widmowego w diagnostyce wibroakustycznej transformatorów energetycznych stosuje się w celu zredukowania wpływu na pomiar zjawiska magnetostrykcji. Dzięki temu można znacznie poprawić jakość diagnozy dotyczącej stanu nieustalonego.

Na ryc. 9.19 pokazano spektrogramy sygnału drgań kadzi przy zastosowaniu metody SSM w przypadku badanego transformatora w stanie oryginalnym i po poluzowaniu uzwojeń.



Ryc. 9.19. Spektrogramy drgań kadzi transformatora przy zastosowaniu metody SSM: a) stan oryginalny, b) poluzowane uzwojenia
 Źródło: [27].

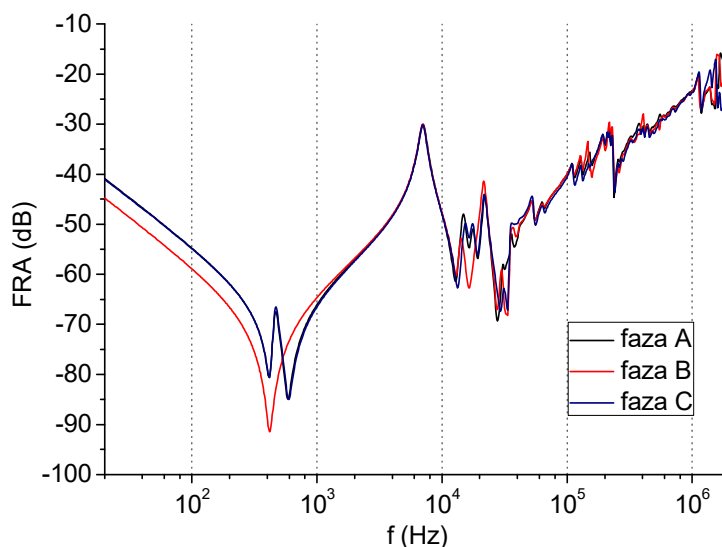
Nie ulega wątpliwości, że widmo sygnału drgań jednostki transformatorowej z poluzowanym uzwojeniem jest znacznie „bogatsze” niż w stanie oryginalnym. Pierwotnie (stan oryginalny – zob. ryc. 9.19a) dominowała częstotliwość harmoniczna 600 Hz, która zanikała (ulegała stabilizacji) po ok. 12 s. W przypadku poluzowanych uzwojeń dominujących harmonicznych była znacznie więcej, a czas stabilizacji drgań („wygasania” stanu nieustalonego) uległ skróceniu do ok 10 s.

W opisywanym przypadku obie metody okazały się skuteczne w diagnostyce poluzowanego uzwojenia. Ewidentne różnice zarejestrowane pomiarami wibroakustycznymi można zweryfikować za pomocą pomiaru FRA.

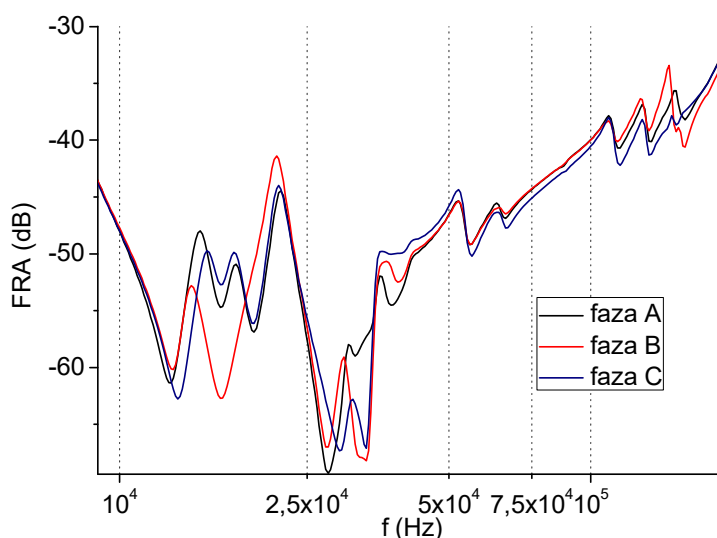
9.7. Przykładowe pomiary przemysłowe komplementarnymi metodami FRA + VM

Przedstawioną koncepcję wspólnej analizy wyników FRA i VM wdrożono do praktyki przemysłowej we współpracy z firmą Energo-Complex z Piekar Śląskich, która wykonuje rejestracje obiema metodami na transformatorach poddawanych badaniom diagnostycznym. Poniżej przedstawione zostały wyniki badań na transformatorze typu TORb 16000/110, o mocy 16 MVA, napięciach 115/16,5 kV, wyprodukowanym w 1982 roku, po generalnym remoncie w roku 2011. Przed remontem jednostka stała odstawiona jako rezerwowa przez 10 lat. Badania wykonano po zarejestrowanym zdarzeniu sieciowym.

Wyniki FRA zaprezentowano na ryc. 9.20 (w całym zakresie częstotliwości) i ryc. 9.21 (w zakresie z widocznymi zmianami).



Ryc. 9.20. Wyniki FRA dla transformatora TORb 16000/110, 16 MVA, 115/16,5 kV w pełnym zakresie częstotliwości

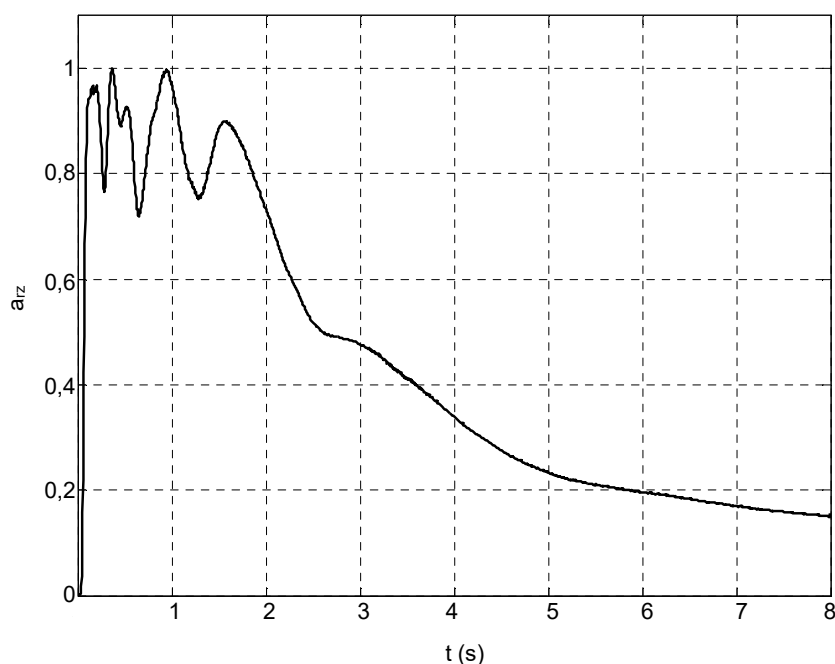


Ryc. 9.21. Wyniki FRA dla transformatora TORb 16000/110, 16 MVA, 115/16,5 kV w zakresie częstotliwości z widocznymi różnicami pomiędzy krzywymi

Widoczne zmiany występują w całym zakresie częstotliwości, przy czym przy częstotliwości poniżej 1 kHz wynikają z różnego wpływu sąsiednich faz w przypadku poszczególnych kolumn rdzenia, zaś powyżej 1 MHz – z wpływu wyprowadzeń i ew. błędów pomiarowych. (Zmiany w tych zakresach omówiono w poprzednich rozdziałach). Z kolei różnice w zakresie od 10 kHz do 110 kHz (przedstawione na ryc. 9.21) odpowiadają zakresowi powiązanemu z deformacjami w uzwojeniach. W praktyce przemysłowej takie wyniki są trudne do jednoznacznej interpretacji, gdy nie ma możliwości odniesienia ich do wcześniejszych pomiarów. Różnice dla fazy B, w zakresie 10–20 kHz, mogą wynikać z innego rozptyłu strumienia, jednak

równie dobrze mogą być skutkiem deformacji. Z kolei różnice pomiędzy fazami A i C nie są duże (poza zakresem 30–40 kHz), mogą wynikać z tzw. cech konstrukcyjnych jednostki. W zasadzie to właśnie zakres 30–40 kHz skłania do postawienia diagnozy o podejrzeniu deformacji w uzwojeniach.

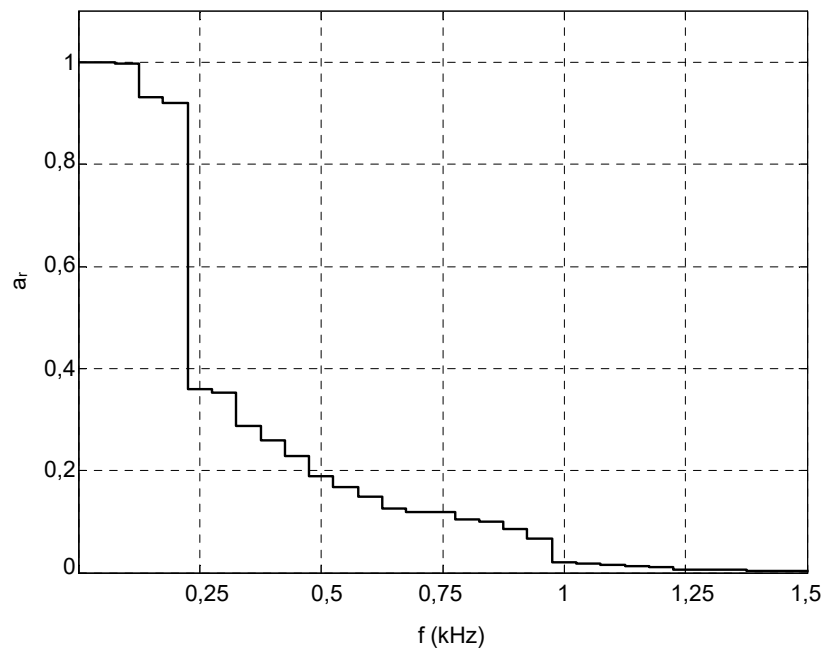
W takim przypadku wdrożenie dodatkowej metody do analizy umożliwi potwierdzenie lub odrzucenie podejrzeń odnośnie do stanu mechanicznego części aktywnej.



Ryc. 9.22. Stabilizacja znormalizowanych obwiedni przyspieszeń wibracji badanego transformatora mierzonych na powierzchni kadzi w stanie nieustalonym
Źródło: [93].

Dalszą analizę możliwości występowania defektów przeprowadzono metodą wibroakustyczną. Na ryc. 9.22 przedstawiono proces stabilizacji obwiedni przyspieszeń wibracji kadzi w stanie nieustalonym. Znormalizowana amplituda wibracji konstrukcji transformatora wskazuje na oscylacje w czasie ok. 2 s od zasilenia jednostki, po czym osiąga wartość ok. 0,1, przy wartości maksymalnej po ok. 9,5 s (co jest niewidoczne na ryc. 9.22). Uwzględniając czas stabilizacji prądu zasilania, zazwyczaj poniżej 0,5 s, oraz doświadczenia z wyżej zaprezentowanych pomiarów, można wywnioskować, że w części aktywnej badanego transformatora (w uzwojeniach i rdzeniu traktowanych razem) może następować degradacja stanu mechanicznego; jest też możliwe to, iż źródłem wibracji są inne elementy konstrukcyjne.

Stopień zdegradowania rdzenia można ocenić na podstawie analizy współczynnika P_r i analizy wibracji w stanie ustalonym, co przedstawia ryc. 9.23. Znormalizowana moc wibracji w stanie ustalonym gwałtownie opada poniżej 40% wartości maksymalnej, przy ok. 250 Hz (podobnie jak w przypadku testowej jednostki 0,8 MVA z ryc. 9.8). W zakresie częstotliwości powyżej 250 Hz wartość współczynnika a_{rz} gwałtownie spada do 2% maksymalnej wartości, przy wartości 1 kHz. Oznacza to, że rdzeń badanego transformatora jest w dobrym stanie mechanicznym. Stwierdzenie to opiera się na wynikach eksperymentu na jednostce testowej oraz wynika z uwzględnienia większych gabarytów rozpatrywanej jednostki.



Ryc. 9.23. Zmiany znormalizowanej mocy wibracji kadzi transformatora TORb 16000/110 w stanie ustalonym, na biegu jałowym
Źródło: [93].

W przypadku, gdy nie stwierdzono defektów w rdzeniu, porównanie wyników pomiarów VM (ryc. 9.22 i ryc. 9.23) oraz FRA (ryc. 9.21) wskazuje na ewidentną deformację w uzwojeniach. W omawianym przypadku zastosowanie dwóch metod do analizy stanu mechanicznego części aktywnej umożliwiło rozpoznanie i potwierdzenie istniejącego w uzwojeniu problemu. W przypadku metody FRA pomiar drugą metodą wykluczył możliwy wpływ cechy konstrukcji transformatora skutkującej różnymi przebiegami w poszczególnych fazach w analizowanym zakresie. Z kolei w przypadku metody VM pomiary FRA wykluczyły możliwość wibracji innych elementów konstrukcyjnych niż zawarte w części aktywnej (w rdzeniu i uzwojeniu). W tym przykładzie uwidacznia się pole dla komplementarnej diagnostyki metodami FRA + VM.

9.8. Podsumowanie badań komplementarnymi metodami FRA + VM

Podsumowując dane eksperymentalne, można stwierdzić, że metoda FRA jest w stanie wykryć deformacje uzwojeń – VM w stanie ustalonym – poluzowanie rdzenia, zaś VM w stanie nieustalonym – poluzowanie uzwojeń (lub innych części konstrukcyjnych, np. wyprowadzeń). Metoda VM nie jest w stanie wykryć deformacji uzwojeń, które nie są związane z ich poluzowaniem, FRA zaś w pewnych przypadkach jest w stanie wykryć problemy z obwodem magnetycznym. Dlatego zastosowanie obu metod do wspólnej diagnostyki daje wyniki komplementarne, zwiększające ich skuteczność, gdyż braki każdej z metod rekompensuje zastosowanie drugiej. Pewna grupa przypadków będzie wykryta przez obie metody, co wpłynie na zwiększenie pewności stawianych diagnoz (np. odkształcone i poluzowane uzwojenia, co wykryją obie metody).

Na przykładzie pomiaru wykonanego w warunkach przemysłowych można stwierdzić, iż wykorzystanie komplementarnych pomiarów FRA + VM zwiększa pewność stawianych diagnoz, dotyczących stanu mechanicznego części aktywnej transformatorów. Obie te metody są nieinwazyjne, nie wymagają demontażu jednostki ani inspekcji wewnętrznej, a stosowane razem umożliwiają diagnostykę rdzenia i uzwojeń. W kolejnych badaniach autorzy koncepcji planują przygotowanie wspólnych narzędzi analizy wyników pomiarów prowadzonych obiema metodami oraz opracowanie algorytmu oceny stanu mechanicznego części aktywnej na podstawie zintegrowanej metody FRA + VM.

10. Podsumowanie

W monografii autor przedstawił wiele aspektów metody analizy odpowiedzi częstotliwościowej uzwojeń transformatorów energetycznych jako narzędzia do oceny stanu mechanicznego części aktywnej transformatorów. Praca zawiera doświadczenia autora związane z wdrażaniem tej metody w Polsce, począwszy od techniki pomiarowej, poprzez tworzenie modeli matematycznych, na interpretacji wyników kończąc. Autor zawarł wyniki badań i analiz realizowanych przez ostatnie osiem lat.

W pierwszych rozdziałach znajduje się opis struktury części aktywnej transformatora, jej mechanicznej konstrukcji i problematyki odkształceń, czyli czynników zakłócających mechaniczną integralność i związanych z tym skutków. Opisane także zostały podstawy metody pomiarowej. Ważnym zagadnieniem w metodzie analizy odpowiedzi częstotliwościowej uzwojeń transformatorów jest poprawność wykonywania pomiarów. Autor przedstawił czynniki wpływające na uzyskanie powtarzalności rejestrowanych danych, których znaczenie potwierdził wynikami eksperymentów oraz doświadczeniami z pomiarów realizowanych w warunkach przemysłowych. Czynniki te zebrane zostały w międzynarodowym standardzie IEC 60076-18, który został opracowany przy udziale autora monografii i opublikowany w grudniu 2012 roku. Poza ważnymi zagadnieniami, dotyczącymi podłączenia układu pomiarowego do badanego obiektu, autor wykazał także, iż w przypadku wielu deformacji większą czułością charakteryzuje się pomiar międzyzwojeniowy pojemnościowy, a nie pomiar pomiędzy końcami uzwojenia. Ten ostatni zalecany jest jako pomiar podstawowy w normie i na nim opiera się zazwyczaj interpretacja wyników. Z kolei układ międzyzwojeniowy pojemnościowy wykazuje większe zmiany przy wystąpieniu deformacji, jednak interpretacja tak zarejestrowanych wyników jest trudniejsza ze względu na mniejszą powtarzalność wzorców odpowiedzi częstotliwościowej dla różnych jednostek.

Autor przedstawił także inne czynniki wpływające na rejestrację odpowiedzi częstotliwościowej, które poparł przykładami z przemysłu, ukazującymi nieprzydatność wyników w przypadku popełnienia niewielkich nawet błędów w czasie wykonywania pomiarów. Z tego wynika konieczność opracowania narzędzi ułatwiających interpretację wyników, np. metod modelowania komputerowego i algorytmów uwzględniających charakterystyczne cechy rejestrowanych zjawisk.

Autor przedstawił także swoje doświadczenia z kontrolowanych deformacji uzwojeń transformatorów. Wykonał wiele takich eksperymentów; ich celem było uzyskanie informacji na temat powiązania kształtu krzywych odpowiedzi częstotliwościowej ze zmianami w geometrii uzwojeń, a także wpływu na tę odpowiedź defektów elektrycznych (zwarć, nieciągłości uzwojeń). Bardzo mało jest doniesień o takich eksperymentach, mimo iż stanowią one podstawę interpretacji wyników, tym bardziej że bardzo trudno dostępne są pomiary wykonane w warunkach przemysłowych na jednostkach o potwierdzonych deformacjach (np. w czasie złomowania).

W monografii przedstawiono wyniki badań deformacyjnych wykonanych na kilku obiektach, poczynając od pojedynczych uzwojeń, poprzez transformatory o mocach 800 kVA, 16 MVA, 20 MVA, aż po autotransformator o mocy 160 MVA. Na podstawie wyników tych badań przedstawione zostały w pracy wspólne wnioski, które posłużyły autorowi m.in. do opracowania algorytmu oceny danych pomiarowych oraz były pomocne w tworzeniu modeli komputerowych, gdyż uwypukliły wpływ poszczególnych zmian w uzwojeniu na rejestrowane wyniki.

Kolejnym zagadnieniem opisanym przez autora jest modelowanie odpowiedzi częstotliwościowej. Autor przedstawił wiele metod, które wykorzystywał do tworzenia modeli komputerowych rzeczywistych obiektów – uzwojeń lub całych transformatorów; były to proste modele obwodowe, modele obwodowo-polowe i modele polowe z elementami linii długiej. Przedstawił także analizę problemu pierwszego rezonansu równoległego, który nie zależy od badanego uzwojenia, co wykazały analizy wyników pomiarowych i specjalne eksperymenty z dołączaniem pojemności do przepustów transformatorowych. Także w tym wypadku autor zaproponował stosowną modyfikację modelu w celu uwzględnienia tego interesującego zjawiska.

Ważnym problemem metody FRA jest wykorzystanie algorytmów oceny wyników pomiarowych. Autor poddał testom kilka z nich, analizując ten sam zestaw danych, uzyskując jednak niespójne wyniki. Wcześniejsze badania deformacyjne oraz wnioski płynące z modelowania umożliwiły autorowi opracowanie własnego algorytmu oceny danych FRA, który dokonuje oceny testowych danych w sposób zgodny z oczekiwaniami i przedstawionymi wynikami innych badań i eksperymentów. Może on być stosowany do oceny wyników pomiarów przemysłowych jako narzędzie do automatycznej preselekcji wyników, filtrujące dane, które mają być poddane analizie przez eksperta ludzkiego, który dokonuje oceny tych zakresów danych, które odpowiadają różnicom w przebiegach po wystąpieniu deformacji. Dzięki temu pomijane są te zakresy, które, co prawda, wykazują zmiany, ale spowodowane przez czynniki niezwiązane z wystąpieniem odkształcenia, takie jak namagnesowanie rdzenia czy wpływ układu pomiarowego. Autorski algorytm został przetestowany i okazał się skuteczny w ocenie danych pomiarowych.

Kolejną koncepcją przedstawioną w pracy było komplementarne wykorzystanie dwóch metod pomiarowych służących do oceny stanu mechanicznego części aktywnej transformatorów; oprócz FRA są to badania wibroakustyczne. W monografii opisano założenia badań oboma metodami i przedstawiono wyniki dwóch eksperymentów realizowanych na rzeczywistych transformatorach, o mocy 800 kVA i 16 MVA. Pomiary przeprowadzono na stacjach energetycznych, przy zasilaniu jednostek odpowiednio od strony napięcia 15 kV i 110 kV. Eksperymenty polegały na kontrolowanych deformacjach rdzenia i uzwojeń oraz na rejestracjach danych FRA i VM. Wyniki potwierdziły słuszność założenia o przydatności komplementarnego stosowania obu metod, opartych na różnych podstawach fizycznych. Pewność diagnostyki jest w takim przypadku znacznie wyższa, niż przy stosowaniu każdej z metod osobno. Metoda komplementarnych pomiarów FRA + VM została wykorzystana w Oddziale Dystrybucji Szczecin Enea Operator oraz wdrożona do diagnostycznych pomiarów przemysłowych przez firmę Energo-Complex z Piekar Śląskich.

Monografia porusza wiele zagadnień związanych z jej tematem. Przedstawione one zostały w kolejności, w jakiej autor wykonywał badania i pomiary, która łączy wszystkie zagadnienia w logiczną całość – od podstaw i metod pomiarowych, poprzez eksperymenty deformacyjne, modelowanie, aż po algorytmy analizy uzyskanych wyników. Współpraca autora z przemysłem i publikacje z ostatnich lat dotyczące metody FRA przyczyniły się do jej szybszego i pełniejszego wdrożenia na rynku polskim.

Zdaniem autora przyszłe kierunki badań w omawianej dziedzinie powinny koncentrować się na nowych metodach interpretacji wyników, poszukiwaniu nowych metod modelowania komputerowego, aby można było w pełni wdrożyć je jako narzędzie pomocne w określaniu powiązania zmian w rejestracjach i defektów w części aktywnej transformatora. Równie ważne wydaje się autorowi dokładniejsze sprawdzenie wpływu układu połączeń w czasie pomiaru na możliwości detekcji różnych defektów.

Literatura

- [1] Abeywickrama N., Podoltsev A.D., Serdyuk, Y.V., Gubanski S.M., Computation of parameters of power transformer windings for use in frequency response analysis, *IEEE Transactions on Magnetics*, 2007, vol. 43, no. 5, s. 1983–1990.
- [2] Abeywickrama N., Serdyuk Y.V., Gubanski S.M., Effect of core magnetization on frequency response analysis (FRA) of power transformers, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2008, vol. 23, no. 3, s. 1432–1438.
- [3] Abeywickrama N., Serdyuk, Y.V., Gubanski S.M., Exploring possibilities for characterization of power transformer insulation by frequency response analysis (FRA), *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2006, vol. 21, no. 3, s.1375–1382.
- [4] Abeywickrama N., Serdyuk, Y.V., Gubanski S.M., High-frequency modeling of power transformers for use in frequency response analysis (FRA), *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2008, vol. 23, no. 4, s. 2042–2049.
- [5] Ang S.P., Li J., Wang Z., Jarman P., FRA low frequency characteristic study using duality transformer core modeling, in: *Proceedings of International Conference on Condition Monitoring and Diagnosis*, Beijing, China, 21–24.04.2008, North China Electric Power University, 2008.
- [6] Antipov G.V., Gorshunov V.Y., Malinovskii V.N., Sklyarov A.P., Khublarov N.N., System for diagnosing the mechanical condition of the windings of high-power double-wound transformers, *Measurements Technology*, 1996, vol. 39, no. 9, s. 93–97.
- [7] Aponte G., Cadavid H., Burgos J.C., Gomez E., A methodology for obtaining by measurements the transformer physical-circuitual model parameters, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2012, r. 88, nr 9a, s.12–15, ISSN 0033-2097.
- [8] Arturi C.M., Transient simulation and analysis of a three-phase five-limb step-up transformer following an out-of-phase synchronization, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1991, vol.6, no.1, s.196–207.
- [9] Aschwanden T.H., Häsig M., Fuhr J., Lorin P., der Houhanessian V., Zaengl W., Schenk A., Zweiacker P., Piras A., Development and application of new condition assessment methods for power transformers, in: *Proceedings of Cigré 1998 Session Papers*, Paris, France, 31.08–5.09.1988, Paris, Cigré 1998.
- [10] Bagheri M., Phung B.T., Blackburn T., Influence of Temperature and Moisture Content on Frequency Response Analysis of Transformer Winding, *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, 2014, vol. 21, no. 3, s. 1393–1403.

- [11] Banaszak S., Analiza czynników wpływających na odpowiedź częstotliwościową cewki transformatora, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2012, nr 11a, s. 90–92, ISSN 0033-2097.
- [12] Banaszak S., Analiza odkształceń uzwojeń transformatorów za pomocą modelowania odpowiedzi częstotliwościowej (FRA), *Energetyka*, 2009, nr 5, s. 276–278, ISSN 0013-7294.
- [13] Banaszak S., Analiza odpowiedzi częstotliwościowej uzwojeń transformatorów w świetle zaleceń projektu normy IEC 60076-18, *Pomiary Automatyka Kontrola*, 2011, r. 57, nr 4, s. 413–416, ISSN 0032-4140.
- [14] Banaszak S., Conformity of models and measurements of windings deformations in frequency response analysis method, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2010, nr 7, s. 278–280, ISSN 0033-2097.
- [15] Banaszak S., Detekcja deformacji uzwojeń transformatorów metodą analizy odpowiedzi częstotliwościowej FRA, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2010, nr 11b, s. 174–177, ISSN 0033-2097.
- [16] Banaszak S., Modelowanie odpowiedzi częstotliwościowej uzwojeń transformatora, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2008, nr 10, s. 124–127, ISSN 0033-2097.
- [17] Banaszak S., Określenie wpływu geometrii cewki na jej odpowiedź częstotliwościową na podstawie pomiarów deformacyjnych i modeli komputerowych, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2012, nr 11b, s. 206–208, PL ISSN 0033-2097.
- [18] Banaszak S., Praktyczne aspekty diagnostyki odkształceń uzwojeń transformatorów metodą analizy ich odpowiedzi częstotliwościowej (FRA), *Pomiary Automatyka Kontrola*, 2008, vol. 54, nr 10, s. 720–722, ISSN 0032-4140.
- [19] Banaszak S., Sensitivity of transformer frequency response measurements to connection configuration, *Pomiary Automatyka Kontrola*, 2013, vol. 59, no. 2, s. 164–167, ISSN 0032-4140.
- [20] Banaszak S., Wybrane czynniki wpływające na odpowiedź częstotliwościową autotransformatora energetycznego, *Pomiary Automatyka Kontrola*, 2011, r. 57, nr 4, s. 364–367, ISSN 0032-4140.
- [21] Banaszak S., Gawrylczyk K.M., Computer modeling in the diagnostics of transformers' windings deformations, in: *Computer applications in electrical engineering*, Poznań, Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, 2010, s. 132–140.
- [22] Banaszak S., Gawrylczyk K.M., Modelowanie odpowiedzi częstotliwościowej uzwojeń transformatorów z wykorzystaniem metody linii długiej, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2012, nr 11b, s. 106–109, ISSN 0033-2097.
- [23] Banaszak S., Gawrylczyk K.M., TLM-method for Computer Modeling of Transformers' Windings Frequency Response, in: *Computer applications in electrical engineering*, Poznań, Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, 2012, s. 137–145.
- [24] Banaszak S., Gawrylczyk K.M., Wave phenomena in high-voltage windings of transformers, *Acta Physica Polonica A*, 2014, vol. 125, no. 6, s. 1335–1338, DOI: 10.12693/APhysPolA.125.1335.
- [25] Banaszak S., Gawrylczyk K., Wpływ parametrów rdzenia i innych uzwojeń transformatora na charakterystyki odpowiedzi częstotliwościowej uzwojenia, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2014, nr 10, s. 23–26, DOI 10.12915/pe.2014.10.6.

- [26] Banaszak S., Gawrylczyk K.M., Klistala T., Wpływ zwarć międzyzwojowych na odpowiedź częstotliwościową uzwojenia transformatora, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2010, nr 11b, s. 138–141, ISSN 0033-2097.
- [27] Banaszak S., Kornatowski E., Analiza stanu mechanicznego części aktywnej transformatora 16 MVA za pomocą metody FRA+VM, w: *Eksploatacja transformatorów energetycznych. Diagnostyka. Modernizacja. Remonty*, t. III, Piekary Śląskie, Wydawnictwo Engro-Complex, 2015, s. 41–56.
- [28] Banaszak S., Kornatowski E., Transformer windings diagnostics with combined frequency response analysis and vibroacoustic methods, in: *Advances in intelligent systems and computing*, vol. 230, Berlin, Springer-Verlag, 2013, s. 463–474, DOI 10.1007/978-3-642-39881-0.
- [29] Banaszak S., Kornatowski E., Zenker M., Diagnostics of transformer's active part mechanical condition with complementary FRA and vibroacoustic measurements, in: *Proceedings of 18th International Symposium on High Voltage Engineering ISH 2013*, Seoul, Korea, 25–30.08.2013, [b.w.], 2013, paper no. PF-18, ISBN 978-89-86510-18-8.
- [30] Banaszak S., Szrot M., Pomiary odpowiedzi częstotliwościowej uzwojeń transformatora w warunkach kontrolowanej deformacji, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2008, nr 10, s. 128–131, ISSN 0033-2097.
- [31] Banaszak S., Kornatowski E., Ocena stanu mechanicznego części aktywnej, w: *Ocena stanu technicznego i zarządzanie populacją transformatorów*, red. J. Subocz, Piekary Śląskie, Wydawnictwo OBRE, 2013.
- [32] Bartoletti C., Desiderio M., Do Carlo D., Fazio G., Vibro-acoustic techniques to diagnose power transformer, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2004, vol. 19, no. 1, s. 221–229.
- [33] Bengtsson C., Status and trends in transformer monitoring, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1996, vol. 11, s. 1379–1388.
- [34] Bjerkan E., *High frequency modeling of power transformers. stresses and diagnostics*, Doctoral Thesis, Trondheim, Norway, Norwegian University of Science and Technology 2005.
- [35] Bjerkan E., Høidalen H.K., Moreau O., FRA sensitivity analysis using high frequency modeling of power transformers based on the finite element method, in: *Proceedings of the XIVth International Symposium on High Voltage Engineering*, Beijing, China, 25–29.08.2005, Tsinghua University, 2005.
- [36] Bjerkan E., Høidalen H.K., Moreau O., Importance of a proper iron core representation in high frequency power transformer models, in: *Proceedings of the XIVth International Symposium on High Voltage Engineering*, Beijing, China, 25–29.08.2005, Tsinghua University 2005.
- [37] Blume L.F., Boyajian A., Abnormal voltages within transformers, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, 1919, vol. 38, no. 1, s. 577–620.
- [38] Borucki S., Time-frequency analysis of mechanical vibrations of the dry type power transformer core, *Acta Physica Polonica A*, 2011, vol. 120, no. 4, s. 571–574.
- [39] Borucki S., Cichoń A., Subocz J., Kornatowski E., The technical assessment of core and windings in a transient state of power transformer operation, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2010, no. 11b, s. 22–25, ISSN 0033-2097.

- [40] Brandwajn V., Dommel H.W., Dommel I.I., Matrix representation of three-phase n-winding transformers for steady-state and transient studies, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1982, vol. PAS-101, no. 6, s.1369–1378.
- [41] Bräunlich R., *Comment to the draft IEC 60076-18 „Measurement of Frequency Response“*, IEC-PT 60076-18 Project Team meeting, Rome, Italy, Fachkommission für Hochspannungsfragen, Zurich, Switzerland 2009 (typescript).
- [42] Chari M.V.K., D'Angelo J., Palmo M.A., Sharma D.K., Application of three-dimensional electromagnetic analysis methods to electrical machines and devices, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 1986, vol. EC-1, no. 2, 1986, s. 145–157.
- [43] Cherry E.C., The duality between interlinked electric and magnetic circuits and the formation of transformer equivalent circuits, *Proceedings of the Physical Society, Section B*, 1949, vol. 62, no. 2, s.101–111.
- [44] Chimklay S., *High-frequency transformer model for switching transient studies*, Doctoral Thesis, University of British Columbia 1995, online, <https://open.library.ubc.ca/cIRcle/collections/ubctheses/831/items/1.0065256>, dostę: grudzień 2015.
- [45] Christian J., Feser K., Procedures for detecting winding displacements in power transformers by the transfer function method, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2004, vol. 19, no. 1, s. 214–220.
- [46] De Gersem H., Henze O., Weiland T., Binder A., Eddy-current formulation for constructing transmission-line models for machine windings, *The European Physical Journal. Applied Physics*, 2010, vol. 49, no. 3, DOI: 10.1051/epjap/2010003.
- [47] de Gersem H., Henze O., Weiland T., Binder A., Simulation of wave propagation effects in machine windings, *COMPEL*, 2010, vol. 29, no. 1, s. 23–38.
- [48] De Leon F., Semlyen A., Complete transformer model for electromagnetic transients, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1994, vol.9, no.1, s. 231–239.
- [49] De Leon F., Semlyen A., Detailed Modeling of Eddy Current Effects for Transformer Transients, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1994, vol. 9, no. 2, s. 1143–1150.
- [50] Del Vecchio R.M., Poulin B., Ahuja R., Calculation and measurement of winding disk capacitances with wound-in-shields, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1998, vol. 13, no. 2, s. 503–509.
- [51] Degeneff R.C., A general method for determining resonances in transformer windings, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1977, vol. 96, no. 2, s. 423–430.
- [52] Degeneff R.C., McNutt W.J., Neugebauer W., Panek J., McCallum M.E., Honey C.C., Transformer response to system switching voltages, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1982, vol. 101, no. 6, s. 1457–1470.
- [53] Dent B.M., Harthill E.R., Miles J.G., A method of analysis of transformer impulse voltage distribution using a digital computer, *Proceedings of the IEE. Part A: Power Engineering*, 1958, vol. 105, no. 23, s.445–59.
- [54] Dick E.P., Erven C.C., Transformer diagnostic testing by frequency response analysis, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1978, vol. 97, no. 6, s. 2144–2150.
- [55] Dowell P.L., Effects of eddy currents in transformer windings, *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, 1966, vol. 113, no. 8, s. 1387–1394.

- [56] Drobyshevski A.A., Experience of transformer winding diagnostics by the low voltage impulse method in Russia, in: *CIGRE Session SC A2 Colloquium*, Merida, Mexico, 2–4.06.2003, Paris, Cigre, 2003.
- [57] Drzymała P., Welfle H., Trójwymiarowa analiza pola i sił działających na uzwojenia transformatora blokowego, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2010, r. 86, nr 12, s. 263–266, ISSN 0033-2097.
- [58] Dugan R.C., Gabrick R., Wright J.C., Patten K.W., Validated Techniques for Modeling Shell Form EHV Transformers, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1989, vol. 4, no. 2, s.1070–1078.
- [59] Edy Iskanto, Herpekik Hargono, Ari_muchtar, Nugroho, Polar mode of frequency response analysis used for observation of transformer condition, in: *Proceedings of International Conference on Condition Monitoring and Diagnosis*, Beijing, China, 21–24.04.2008, [b.w.], 2008.
- [60] *Eksploatacja transformatorów energetycznych*, t. 1, red. J. Subocz, Piekary Śląskie, Wydawnictwo Energo-Complex, 2007, ISBN 978-83-924464-1-5.
- [61] *Eksploatacja transformatorów energetycznych*, t. 2, red. J. Subocz, Piekary Śląskie, Wydawnictwo Energo-Complex, 2008, ISBN 978-83-924464-2-2.
- [62] Fergestad P.I., Henriksen T., Inductances for the calculation of transient oscillations in transformer windings, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1974, vol. 93, no. 3, s. 510–517.
- [63] Florkowski M., Furgał J., Assessment of failures of transformer windings based on the frequency response analysis, in: *Proceedings of XVth International Symposium on High Voltage Engineering*, Ljubljana, Slovenia, 27–31.08.2007, CD, paper no. T7-233, [b.w.], 2007.
- [64] Florkowski M., Furgał J., Modelling of winding failures identification using the Frequency Response Analysis (FRA) method, *Electric Power Systems Research*, 2009, vol. 79, no. 7, s. 1069–1075.
- [65] Florkowski M., Furgał J., Ocena uszkodzeń uzwojeń na podstawie odpowiedzi częstotliwościowych, *Przegląd Elektrotechniczny – Konferencje*, 2007, r. 5, nr 3, s. 92–95, ISSN 1731-6106.
- [66] Florkowski M., Furgał J., Rozpoznawanie uszkodzeń uzwojeń na podstawie funkcji przenoszenia transformatorów, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2007, r. 83, nr 12, s. 60–63, ISSN 0033-2097.
- [67] Florkowski M., Furgał J., Transformer winding defects identification based on a high frequency method, *Measurement Science and Technology*, 2007, vol. 18, no. 9, s. 2827–2835.
- [68] *FRAnalyzer User Manual*, Feldkirch, Austria, Omicron 2009.
- [69] *Frequency response analysis on winding deformation of power transformers (DL/T911-2004)*, China, National Development and Reform Commission of the People's Republic of China 2005.
- [70] Frimpong G., Gäfvert U., Fuhr J., Measurement and modeling of dielectric response of composite oil/paper insulation, in: *Proceedings of 5th International Conference on Properties and Application of Dielectric Materials*, Seoul, Korea, 25–30.05.1997, [b.w.], 1997, s. 86–94.

- [71] Gawrylczyk K.M., Banaszak S., Modeling of frequency response of transformer winding with axial deformations, *Archives of Electrical Engineering*, 2014, vol. 63, no. 1, s. 5–17, DOI 10.2478/ae-2014-0001.
- [72] Gawrylczyk K., Banaszak S., RLC-models for computer modeling of transformers' windings frequency response, *Poznań University of Technology Academic Journals: Electrical Engineering*, 2013, no. 73, s. 107–114, ISSN 1897-0737.
- [73] Gharehpetian G.B., Mohseni H., Möller K., Hybrid modeling of inhomogeneous transformer windings for very fast transient overvoltage studies, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1998, vol. 13, no. 1, s. 157–163.
- [74] González C., Pleite J., Transformer modeling approaches for frequency response analysis, in: *Proceedings of XIX International Conference on Electrical Machines – ICEM 2010*, Rome, Italy, 6–8.09.2010, [b.w.], 2010.
- [75] González C., Pleite J., Valdivia V., Sanz J., An overview of the on line application of frequency response analysis (FRA), in: *Proceedings of IEEE International Symposium on Industrial Electronics*, Vigo, Spain, 4–7.06.2007, [b.w.], 2007.
- [76] Gui J., Gao W., Tan K., Gao S., Deformation analysis of transformer winding by structure parameter, in: *Proceedings of the 7th International Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials*, Nagoya, Japan, 1–5.06.2003, [b.w.], 2003, s. 487–490.
- [77] Gustavsen B., Wide band modeling of power transformers, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2004, vol. 19, no.1, s. 414–422.
- [78] Gutten M., Jurčik J., Brandt M., Polansky R., Mechanical effects of short-circuit currents analysis on autotransformer windings, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2011, r. 87, nr 7, s. 272–275, ISSN 0033-2097.
- [79] Heindl M., Tenbohlen S., Velasquez J., Kraetge A., Wimmer R., Transformer modelling based on frequency response measurements for winding failure detection, in: *Proceedings of the 2010 International Conference on Condition Monitoring and Diagnosis*, Tokyo, Japan, 6–11.09.2010, CD, paper no. A7-3, [b.w.], 2010.
- [80] Herszterg K.S., Martins H.J.A., Carneiro S. Jr, Analytical approach of frequency response through a mathematical model of transformer windings, in: *Proceedings of the XIVth International Symposium on High Voltage Engineering*, Beijing, China, 25–29.08.2005, Tsinghua University, CD, 2005.
- [81] Humbard, L.E. Rogers, E.J. Gillies, D.A., Instrumentation Techniques for Low Voltage Impulse Testing of Power Transformers, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1972, no. 3, s. 1281–1293.
- [82] IEC 60076-18 : 2012, *Power transformers – Part 18: Measurement of frequency response*.
- [83] IEEE Standard 62-1995, *IEEE Guide for diagnostic field testing of electric power apparatus – Part 1: Oil filled power transformers, regulators and reactors*.
- [84] Jackson R.P., Recent investigation of lightning protective apparatus, *Proceedings of the American Institute of Electrical Engineers*, 1906, vol. 25, no. 12, s. 843–862.
- [85] Jayasinghe J.A.S.B, Wang Z.D., Darwin A.W., Jarman P.N., Practical issues in making FRA measurements on power transformers, in: *Proceedings of XIV International Symposium on High Voltage Engineering ISH*, Beijing, China, 25–29.08.2005, Tsinghua University, CD, paper G-013, 2005.

- [86] Jayasinghe J.A.S.B., Wang Z.D., Jarman P.N., Darwin A.W., Investigations on sensitivity of FRA technique in diagnosis of transformer winding deformations, in: *Proceedings of IEEE International Symposium on Electrical Insulation*, Indianapolis, IL, USA, 19–22.09.2004, [b.w.], 2004.
- [87] Jayasinghe J.A.S.B., Wang Z.D., Jarman P.N., Darwin A.W., Winding movement in power transformers: a comparison of FRA measurement connection methods, *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, 2006, vol. 13, no. 6, s. 1342–1348.
- [88] Jayasinghe J.A.S.B., Wang Z.D., Ryder S.A., Jarman P.N., Darwin A.W., A comparison of FRA measurements in detecting transformer winding faults: experimental studies, in: *Proceedings of the XIVth International Symposium on High Voltage Engineering*, Beijing, China, 25–29.08.2005, Tsinghua University, CD, paper no. G-068, 2005.
- [89] Jie Li, Charalambous C., Wang Z.D., Interpretation of FRA results using low frequency transformer modelling, in: *Proceedings of XVth International Symposium on High Voltage Engineering*, Ljubljana, Slovenia, 27–31.08.2007, CD, paper no. T7-456, [b.w.], 2007.
- [90] Jong-Wook K., ByungKoo P., Seung Cheol J., Sang Woo K., PooGyeon P., Fault diagnosis of a power transformer using an improved frequency-response analysis, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2005, vol. 1, no.1, s. 169–178.
- [91] Joshi P.M., Kulkarni S.V., Use of a deformation coefficient for transformer winding diagnostics, *International Journal of Emerging Electric Power Systems*, 2008, vol. 9, no. 3, paper no. 7, DOI: 10.2202/1553-779X.1974.
- [92] Kornatowski E., *Cyfrowe przetwarzanie sygnałów wibroakustycznych w bezinwazyjnej diagnostyce transformatorów energetycznych*, Szczecin, Wydawnictwo ZUT w Szczecinie, 2014.
- [93] Kornatowski E., Banaszak S., Diagnostics of a transformer's active part with complementary FRA and VM measurements, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2014, vol. 29, no. 3, s. 1390-1406, DOI: 10.1109/TPWRD.2013.2289944.
- [94] Kornatowski E., Subocz J., Borucki S., Cichoń A., Digital signal processing in diagnostics of transformers mechanical condition, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2010, nr 11b, s. 247–250, ISSN 0033-2097.
- [95] Lamarre L., Picher P., Impedance characterization of hydro generator stator windings and preliminary results of FRA analysis, in: *Proceedings of 2008 IEEE International Symposium on Electrical Insulation*, Vancouver, BC, Canada, 8–10.06.2008, [b.w.], 2008, s. 227–230.
- [96] Lammeraner J., Stafl M., *Eddy Currents*, London, England, Iliffe Books Ltd., 1966.
- [97] Lech W., Tymiński L., Detecting transformer winding damage by the Low Voltage Impulse method, *Przegląd Elektrotechniczny*, 1966, vol. 179, no. 21, s. 768–772.
- [98] Liu Y., Sebo S.A., Caldecott R., Kasten D.G., Wright S.E., Power transformer resonance – measurements and prediction, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1991, vol. 7, no. 1, s. 245–253.
- [99] Marinescu A., Dumbrava I., Some aspects about the influence of the windings axial clamping forces on the frequency response of the power transformer, in: *Proceedings of XVth International Symposium on High Voltage Engineering*, Ljubljana, Slovenia, 27–31.08.2007, CD, paper no. T7-478, [b.w.], 2007.

- [100] McWhirter J.H., Fahrnkopf C.D., Steele J.H., Determination of impulse stresses within transformer windings by computers, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1957, vol. 75, no. 2, s.1267–1274.
- [101] *Mechanical-condition assessment of transformer windings using frequency response analysis (FRA). Report of CIGRE Working Group A2.26*, Paris, Cigre 2008 [typescript].
- [102] Miki A., Hosoya T., Okuyama K., A calculation method for impulse voltage distribution and transferred voltage in transformer windings, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1978, vol. 97, no. 3, s. 930–939.
- [103] Mitchell S.D., Welsh J.S., Estimation of physical transformer parameters from frequency response analysis, in: *Proceedings of IEEE PowerTech Conference*, Trondheim, Norway, 19–23.06.2011, CD, Norwegian University of Science and Technology, 2011.
- [104] Mitchell S.D., Welsh J.S., Modeling power transformers to support the interpretation of frequency-response analysis, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2011, vol. 26, no. 4, s. 2705–2717.
- [105] Mitchell S.D., Welsh J.S., The influence of complex permeability on the broadband frequency response of a power transformer, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2010, vol. 25, no. 2, s. 803–813.
- [106] Mombello E. E., New power transformer model for the calculation of electromagnetic resonant transient phenomena including frequency-dependent losses, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2000, vol. 15, no. 1, s. 167–174.
- [107] Moreau O., Guillot Y., SUMER: a software for overvoltage surges computation inside transformers, in: *Proceedings of International Conference On Electrical Machines*, Istanbul, Turkey, 2–4.09.1998, [b.w.], 1998, s. 965–970.
- [108] Moreau O., Guillot Y., Dos Santos G., SUMER software: HF transformer equivalent circuit for network and FRA analysis, in: *Proceedings of the XIVth International Symposium on High Voltage Engineering*, Beijing, China, 25–29.08.2005, Tsinghua University, 2005.
- [109] *Multiphysics simulation magazine*, Comsol, IEEE Spectrum, 2014.
- [110] Nagy Y. Abed, Osama A. Mohammed, Physics-based high-frequency transformer modeling by finite elements, *IEEE Transactions on Magnetics*, 2010, vol. 46, no. 8, s. 3249–3252.
- [111] Okuyama K., Effect of series capacitance on impulse voltage distribution in transformer windings, *Electrical Engineering in Japan*, 1967, vol. 87, no. 1, s. 27–34.
- [112] Pedersen A., On the response of interleaved transformer windings to surge voltages, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1963, vol. 82, no. 66, s. 349–356.
- [113] Platero C.A., Blazquez F., Frias P., Ramirez D., Influence of rotor position in FRA response for detection of insulation failures in salient-pole synchronous machines, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2011, vol. 26, no. 2, s. 671–676.
- [114] Pleite J., Olias E., Barrado A., Lazaro A., Vazquez J., Transformer modeling for FRA techniques, in: *Proceedings of Transmission and Distribution Conference and Exhibition*, Yokohama, Japan, 6–10.10.2002, Yokohama, IEEE/PES, 2002, s. 317–321.
- [115] Popov M., van der Sluis L., Paap G.C., De Herdt H., Computation of very fast transient overvoltages in transformer windings, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2003, vol. 18, no. 4, s. 1268–1274.

- [116] Rabins L., Transformer reactance calculations with digital computers, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, Part I: Communication and Electronics*, 1956, vol.75, no. 3, s.261–67.
- [117] Rahimpour E., Jabbari M., Tenbohlen S., Mathematical comparison methods to assess transfer functions of transformers to detect different types of mechanical faults, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2010, vol. 25, no. 4, s. 2544–2555.
- [118] Ravenstahl M., A history of innovation, *Ansys Advantage Magazine*, 2008, vol. 2, no. 4, s. 20–22.
- [119] Reykherdt A.A., Davydov V., Case studies of factors influencing frequency response analysis measurements and power transformer diagnostics, *Electrical Insulation Magazine*, 2011, vol. 27, no. 1, s. 22–30.
- [120] Ryder S., Diagnosing transformer faults using frequency response analysis, *Electrical Insulation Magazine*, 2003, vol. 19, no. 2, s. 16–22.
- [121] Satish L., Saravanakumar A., Identification of terminal connection and system function for sensitive frequency response measurement on transformers, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2008, vol. 23, no. 2, s. 742–749.
- [122] Setayeshmehr A., Akbari A., Borsi H., Gockenbach E., Fofana I., Winding diagnostic by on-line transfer function determination via power transformer bushing tap, in: *Proceedings of XVth International Symposium on High Voltage Engineering*, Ljubljana, Slovenia, 27–31.08.2007, CD, paper no. T7-536, [b.w.], 2007.
- [123] Sharafi D., Manufacturing defect in a group of western power transformers, in: *Proceedings of Workshop on Diagnostic Measurements on Power Transformers*, Klaus, Austria, Omicron 2008.
- [124] Shengchang J., Lingyu Z., Yanming L., Study of transformer tank vibration characteristics in the field and its application, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2011, r. 87, nr 2, s. 205–211.
- [125] Shengchang J., Yongfen I., Yanming L., Research on extraction technique of transformer core fundamental frequency vibration based on OLCM, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2006, vol. 21, no. 4, s. 1981–1988.
- [126] Shintemirov A., Tang W.H., Wu Q.H., A hybrid winding model of disc-type power transformers for frequency response analysis, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2009, vol. 24, no. 2, s.730–739.
- [127] *Short-Circuit Performance of Power Transformers. Report of CIGRE Working Group 12.19, Transformers Colloquium*, Budapest, Hungary, Cigre 1999.
- [128] Shubhangi Patil, Venkatasami A., Realization of transformer winding network from sweep frequency response data, in: *Proceedings of 2008 International Conference on Condition Monitoring and Diagnosis*, Beijing, China, 21–24.04.2008, [b.w.], 2008.
- [129] Small B.J., Abu-Siada A., A new method for analysing transformer condition using frequency response analysis, in: *Proceedings of Power and Energy Society General Meeting*, San Diego, USA, 24–29.07.2011, San Diego, IEEE Conference Publications 2011.
- [130] Sofian D.M., Wang Z.D., Jarman P., Interpretation of transformer FRA measurement results using winding equivalent circuit modelling technique, in: *Proceedings of Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*, Nashville, USA, 16–19.10.2005, Nashville, IEEE, 2005, s. 613–616.

- [131] Sofian D.M., Wang Z.D., Jayasinghe S.B., Frequency response analysis in diagnosing transformer winding movements – fundamental understandings, in: *Proceedings of 39th International Universities Power Engineering Conference*, Bristol, England, 6–8.09.2004, Bristol, IEEE 2004, s. 138–142.
- [132] Sofian D.M., Wang Z.D., Li J., Interpretation of transformer FRA responses – Part II: Influence of transformer structure, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2010, vol. 25, no. 4, s. 2582–2589.
- [133] Soysal A.O., Semlyen A., Practical transfer function estimation and its application to wide frequency range representation of transformers, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1993, vol. 8, no. 3, s. 1627–1637.
- [134] Stakhiv P., Hoholyuk O., Byczkowska-Lipińska L., Mathematical models and macromodels of electric power transformers, *Przegląd Elektrotechniczny*, 2011, r. 87, nr 5, s. 163–165, ISSN 0033-2097.
- [135] Stein G.M., A study of the initial surge distribution in concentric transformer windings, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1964, vol. 83, no. 9, s. 877–93.
- [136] Szczechowski J., Borsi H., Gockenbach E., Powtarzalność pomiarów analizy odpowiedzi częstotliwościowej transformatorów, *Przegląd Elektrotechniczny – Konferencje*, 2007, r. 5, nr 3, s. 232–235, ISSN 1731-6106.
- [137] Takahiro S., Katsunori M., Influence of measurement parameters on FRA characteristics of power transformers, in: *Proceedings of 2008 International Conference on Condition Monitoring and Diagnosis*, Beijing, China, 21–24.04.2008, [b.w.], 2008.
- [138] Tenbohlen S., Ryder S.A., Making frequency response analysis measurements, a comparison of the swept frequency and LV impulse methods, in: *Proceedings of XIII International Symposium on HV Engineering*, Delft, Netherlands, 25–29.08.2003, Delft, Millpress 2003.
- [139] Tenbohlen S., Wimmer R., Feser K., Kraetge A., Krüger M., Christian J., The influence of connection and grounding technique on the repeatability of FRA-results, in: *Proceedings of XVth International Symposium on High Voltage Engineering ISH*, Ljubljana, Slovenia, 27–31.08.2007, CD, paper no. T7-522, [b.w.], 2007.
- [140] *Transformatory w eksploatacji*, red. J. Subocz, Piekary Śląskie, Wydawnictwo Energo-Complex 2007, ISBN 978-83-924464-0-8.
- [141] Vaessen P.T.M., Hanique E., A new frequency response analysis method for power transformers, *Transactions on Power Delivery*, 1992, vol. 7, no.1, s. 384–391.
- [142] Velásquez Contreras J.L., *Intelligent monitoring and diagnosis of power transformers in the context of an asset management model*, Doctoral Thesis, Barcelona, Spain, Polytechnic University of Catalonia UPC 2012.
- [143] Velásquez Contreras J.L., Sanz-Bobi M.A., Banaszak S., Koch M., Application of machine learning techniques for automatic assessment of FRA measurements, in: *Proceedings of XVII International Symposium on High Voltage Engineering*, Hannover, Germany, 22–26.08.2011, Berlin, VDE Verlag, 2011.
- [144] Wagner K.W., The progress of an electromagnetic wave in a coil with capacity between turns, *Elektrotechnik und Maschinenbau*, 1915, vol. 33, s. 89–92, 105–108.
- [145] Wang H., Butler K.L., Finite element analysis of internal winding faults in distribution transformers, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2001, vol. 16, no. 3, s. 422–427.

- [146] Wang M., Vandermaar A. J., Srivastava K.D., Improved detection of power transformer winding movement by extending the FRA high frequency range, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2005, vol. 20, no. 3, s. 1930–1938.
- [147] Wang M., Vandermaar A.J., Srivastava K.D., Key factors affecting frequency response analysis measurements on transformers, in: *Proceedings of the XIVth International Symposium on High Voltage Engineering*, Beijing, China, 25–29.08.2005, CD, paper no. G-109, Tsinghua University, 2005.
- [148] Wang M., Vandermaar A.J., Srivastava K.D., Transformer winding movement monitoring in service – Key factors affecting FRA measurements, *Electrical Insulation Magazine IEEE*, 2004, vol. 20, no. 5, s. 5–12.
- [149] Wang. Z.D., Li J., Sofian D.M., Interpretation of transformer FRA responses – Part I: Influence of winding structure, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2009, vol. 24, no. 2, s. 703–709.
- [150] Waters M., *The short-circuit strength of power transformers*, London, England, Macdonald & Co. Ltd., 1966.
- [151] Waters M., Stalewski A., Farr J.C., Whitaker J.D, Short-Circuit Testing of Power Transformers and the Detection and Location of Damage, in: *Proceedings of CIGRE Session*, Paris, France, 21–31.08.1968, paper no. 12-05, Paris, Cigre 1968.
- [152] Weed J.M., Abnormal voltages in transformers, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, 1915, vol. 34, no. 2, s. 2197–2236.
- [153] Werelius P., Öhlen M., Adeen L., Brynjebo E., Measurement considerations using SFRA for condition assessment of power transformers, in: *Proceedings of 2008 International Conference on Condition Monitoring and Diagnosis*, Beijing, China, 21–24.04.2008, [b.w.], 2008.
- [154] Wilcox D.J., Theory of transformer modeling using modal analysis, *IEE Proceedings C – Generation, Transmission and Distribution*, 1991, vol. 138, no. 2, s. 121–128.
- [155] Wilcox D.J, Hurley W.G, Conlon M., Calculation of self and mutual impedances between sections of transformer windings, *IEE Proceedings C – Generation, Transmission and Distribution*, 1989, vol. 136, no. 5, s. 308–314.
- [156] Wilcox D.J, Hurley W.G, Conlon M., Calculation of self and mutual impedances for coils on ferromagnetic cores, *IEE Proceedings A – Physical Science, Measurement and Instrumentation*, 1988, vol. 135, no. 7, s. 470–476.
- [157] Wilcox D.J., Hurley W.G., McHale T.P., Conlon M., Application of modified modal theory in the modeling of practical transformers, *IEE Proceedings C – Generation, Transmission and Distribution*, 1992, vol. 139, no. 6, s. 513–520.
- [158] Wilcox D.J., McHale T.P., Modified theory of modal analysis for the modeling of mulitwinding transformers, *IEE Proceedings C – Generation, Transmission and Distribution*, 1992, vol. 139, no. 6, s. 505–512.
- [159] Wimmer R., Tenbohlen S., Feser K., Online monitoring of a transformer by means of FRA, in: *Proceedings of XVth International Symposium on High Voltage Engineering*, Ljubljana, Slovenia, 27–31.08.2007, CD, paper no. T7-524, [b.w.], 2007.

- [160] Wimmer R., Tenbohlen S., Heindl M., Kraetge A., Krüger M., Christian J., Development of algorithms to assess the FRA, in: *Proceedings of XV International Symposium on High Voltage Engineering ISH*, Ljubljana, Slovenia, 27–31.08.2007, CD, paper no. T7-523, [b.w.], 2007.
- [161] Winders J.J., *Power transformers. Principles and application*, New York, USA, Marcel Dekker, Inc. 2002.

Summary

The assessment of mechanical condition of transformers' active part with Frequency Response Analysis method

The monograph describes issues related to the assessment of the active part's mechanical condition of power transformers using the method of Frequency Response Analysis (FRA). This method, introduced into the industrial practice approx. 10 years ago, is based on the dependency of the frequency response for a low-voltage signal and the geometry of the windings and the core, affecting the shape of response curve. The geometry change, e.g. due to a deformation, causes changes in the transfer function curve, which in comparison to the reference curve indicates the possibility of defect.

One of the important issues related to the FRA method is the use of proper techniques for making measurements, since many factors related to these issues can result in a change in the shape of the recorded curve, which makes the correct interpretation of results difficult. The most important aspects of the measurement technique may include the use of appropriate measurement configuration, correct grounding of coaxial cables screens from the side of the bushing on the transformer or good connection of measuring clamps on bushing leads.

Another problem is the interpretation of measurement results. FRA is a comparative method, so the quality of the assessment depends on the correctness of two measurements. The best results can be obtained when there are compared curves recorded in the same measuring setup over period of time. In such case one can clearly determine whether there was a change in the geometry of the active part of tested unit. Other methods include comparison of curves between the phases and between twin units, but both are vulnerable to misinterpretation. In the classic presentation of the results FRA as a Bode curves in the frequency domain, which is usually used for assessment of industrial results, there are three or four frequency ranges. The first range is associated with the magnetizing inductance of the core, so has the dominant influence in the magnetic circuit. Mid-frequency range is related to the geometry of the coils, wherein the first subrange reflects the influence of the rough deformations, for example shifting the entire winding down or broken continuity, and in the higher subrange become apparent smaller deformations, e.g. local radial buckling or axial displacement of several coils. At the highest frequencies there is observed influence of the measuring system or winding leads or the presence and type of bushings. It should be added that the precise definition of these ranges is impossible. They depend on the structure and size (power) of the transformer. A typical measuring range is from 20 Hz to 2 MHz.

One of methods for obtaining answers to the question about the effect of various deformations on the frequency response are measurements with controlled deformations in the windings. Through the introduction of such deformation and the registration of the transfer function it is possible to specify the relationship between the geometry of the active part and the frequency ranges of the response in which changes appear, e.g. as a shift of the resonance in the frequency domain, the local change of damping or changing the shape of the curve fragment by the appearance or disappearance of resonance. The monograph presents the results of such experiments, which were performed on transformers and a number of individual windings. They were relatively small units, eg. 800 kVA, as well as some of the biggest transformers operated in Polish power system, such as an 160 MVA autotransformer. The results of all experimental measurements have contributed to the development of author's algorithm for the evaluation of the measurement results.

Another approach to testing a correlation between the geometry of the windings and the frequency response curve shape is to use computer models. The general assumption is that the model corresponding to the winding should have the same shape of the curve, and the changes in the model simulating deformation, can give information what will be their impact on changes in the characteristics. In practice, the compliance of the modeling results with measurements on real objects is very difficult, and the models are used at present to determine what is the general nature of the changes caused by a given deformation. Among the modeling methods one can distinguish circuit models, field models, or models taking into consideration the wave phenomena in the windings by applying the transmission line method. Input parameters of models are calculated using the finite element method. Conclusions derived from the model simulations were also helpful in the development of algorithm for FRA results evaluation.

In the literature one can find many descriptions of algorithms which are used in the analysis of the FRA results. Unfortunately, as the experiences of the author show, they often give contrary results, and the evaluation of the results obtained from such algorithms requires an experienced expert. Typically, such an expert is better able to perform the evaluation of the measurement results directly, without the use of algorithms. There is therefore proposed in the book the algorithm based on an approach of the human expert who assess the differences in damping and shifts in the frequency domain of the characteristic in various ranges. These ranges and the expected nature of changes in the case of deformation are based on the findings from controlled deformations and computer modeling.

At the end of the monograph FRA method is used together with Vibroacoustic Method (VM), to perform complementary assessment of mechanical condition of the active part. Both methods are based on different physical phenomena and therefore conclusions complement each other. Hereby there is achieved a significant improvement in the quality of the diagnostics. The method of complementary FRA+VM measurements has been implemented in industrial practice in Poland by Energo-Complex company from Piekary Śląskie.

Zusammenfassung

Bewertung des mechanischen Zustands des aktiven Teils von Transformatoren mit der Methode der Analyse der Frequenzantwort

Die Monographie beschreibt die Problemstellung in Verbindung mit der Bewertung des mechanischen Zustands des aktiven Teils von Energie-Transformatoren unter Nutzung der Methode der Analyse der Frequenzantwort. Diese Methode, die vor ca. 10 Jahren in die industrielle Praxis aufgegangen wurde, nutzt die Abhängigkeit der Form der Kurve der Frequenzantwort auf ein Niederspannungssignal von der Geometrie der Wicklungen und des Kerns, die auf die Lage der Kurve der jeweiligen Resonanzen Einfluss nimmt. Eine Änderung der Geometrie, z.B. infolge von Deformation, bewirkt Änderungen an der Kurve der Übergangsfunktion, die in Bezug auf die Referenzkurve auf einen bestehenden Defekt verweisen.

Eine der wichtigsten Fragen der Methoden der Analyse der Frequenzanalyse (FRA, engl. *Frequency Response Analysis*) ist die Anwendung der korrekten Technik zu Ausführung der Messungen, da viele Faktoren in Verbindung mit diesen Fragen Änderungen an der Form der registrierten Kurve beeinflussen können, die eine korrekte Interpretation der Ergebnisse unmöglich machen. Zu den wichtigsten Aspekten der Messtechnik kann man die Anwendung der entsprechenden Konfigurationen zum Anschluss von Registriergeräten, die korrekte Erdung der Bildschirm der konzentrischen Leitungen von der Seite des Durchlasses am Transformator oder auch die sorgfältige Befestigung der Messklemmen an den Ausleitungen der Durchlässe rechnen.

Eine separate Frage ist die Interpretation der Messergebnisse. FRA ist eine vergleichende Methode, also hängt die Qualität der Bewertung von der Korrektheit der Ausführung von zwei Messungen ab. Am besten ist es, wenn Kurven verglichen werden, die im gleichen Messsystem im Zeitabstand registriert wurden. Dann kann man eindeutig feststellen, ob es an der untersuchten Einheit zu Änderungen an der Geometrie des aktiven Teils gekommen ist. Andere Methoden sind der Vergleich von Kurven zwischen Phasen sowie zwischen Zwillingsseinheiten, allerdings sind beide dem Risiko von Falschinterpretationen ausgesetzt. In der klassischen Präsentation der Ergebnisse der FRA in Form von Bode-Diagrammen im Bereich der Frequenz, die gewöhnlich zur Bewertung von industriellen Ergebnissen angewandt wird, kann man drei bzw. vier Umfänge von Frequenzen unterscheiden. Der erste Umfang ist mit der Induktivität verbunden, die den Kern magnetisiert, also hat der magnetische Umfang den dominierenden Einfluss in ihm. Der Umfang der mittleren Frequenzen ist mit der Geometrie der Wicklungen verbunden, wobei der erste untergeordnete Umfang den Einfluss von oberflächlichen Deformationen widerspiegelt, z.B. die Verschiebung

der gesamten Wicklung nach unten bzw. deren Unterbrechung, hingegen werden im untergeordneten Umfang mit höheren Frequenzen sichtbar gemacht, z.B. lokale Auswölbung der Strahlung bzw. Verbiegen einiger Spulen an den Achsen. Im obigen Frequenzumfang kann man den Einfluss des Messsystems, der Ausleitungen der Wicklungen oder auch der Präsenz bzw. der Art von Durchlassisolatoren beobachten. Hinzuzufügen ist, dass es unmöglich ist, die Grenzen dieser Umfänge genau zu definieren. Sie hängen von der Konstruktionen und der Größe (Leistung) des Transformators ab. Ein typischer Messumfang ist der Bereich von 20 Hz bis 2 MHz.

Eine der Methoden, um eine Antwort auf die Frage nach dem Einfluss verschiedener Deformationen auf die Frequenzantwort der Wicklung zu erhalten, ist es, kontrollierte Deformationen anzuwenden. Durch Einbringung solcher Deformationen in die Wicklungen und die Registrierung der Übergangsfunktion ist es möglich, die Verbindungen der Geometrie des aktiven Teils mit den Frequenzumfängen, in denen Änderungen auftauchen, und deren Charakter festzustellen, der als Verschiebung der Resonanz in der Frequenz-Funktion, eine lokale Änderung der Dämpfung bzw. eine Änderung der Form des Fragments der Kurze durch Auftauchen bzw. Verschwinden der Resonanz zum Ausdruck kommen kann. In der Monographie werden Ergebnisse solcher Experimente vorgestellt, die an mehreren Transformatoren und einzelnen Wicklungen durchgeführt wurden. Das waren sowohl relativ kleine Einheiten, z.B. mit einer Leistung von 800 kVA, als auch eine der größten, im polnischen Elektroenergiesystem funktionieren, das heißt, der Autotransformator 160 MVA. Die Ergebnisse, die in allen experimentellen Messungen erzielt wurden, haben zur Erarbeitung eines eigenen Algorithmus für die Bewertung der Messergebnisse geführt.

Eine andere Herangehensweise an die Untersuchung der Korrelation zwischen der Geometrie der Wicklungen und der Form der Kurve der Frequenzantwort ist es, Computermodele zu nutzen. Von der Vorgabe her sollte das Modell, das der jeweiligen Wicklung entspricht, die gleiche Form der Kurve haben, die in es eingebrachten Änderungen hingegen, die Deformationen simulieren, können eine Information geben, wie der Einfluss auf die Änderungen in dieser Charakteristik ist. In der Praxis ist es sehr schwierig, eine Konformität der Ergebnisse der Modellierung mit den Messungen an tatsächlichen Objekten zu erzielen, und die Modelle dienen auf der gegenwärtigen Etappe dazu, festzustellen, wie der allgemeine Charakter der Änderungen ist, die durch die jeweilige Deformation hervorgerufen werden. Unter den Methoden zur Modellierung können Umfangsmodelle und Feldmodelle zu unterscheiden, oder auch Feldmodelle, die Wellenphänomene in den Wicklungen durch Anwendung der Methode einer langen Linie berücksichtigen. Die Eingangsparameter der Modelle werden mit der Finite-Elemente-Methode berechnet. Die Schlussfolgerungen aus den Modellen können auch bei der Erarbeitung eines Algorithmus zur Bewertung der Ergebnisse der FRA hilfreich sein.

In der Literatur kann man viele Beschreibungen von Algorithmen finden, die bei der Analyse der Ergebnisse der beschriebenen Methode angewandt werden. Leider ergeben sie, wie die Erfahrungen des Autors zeigen, oft widersprüchliche Ergebnisse, die Bewertung ihrer Ergebnisse, die aus solchen Algorithmen erzielt werden, erfordern hingegen einen erfahrenen Experten. Gewöhnlich ist ein solcher Experte im Stand, eine Bewertung der Messergebnisse besser direkt, ohne Anwendung von Algorithmen, vorzunehmen. Darum wurde ein Algorithmus

vorgeschlagen, der auf der Herangehensweise eines menschlichen Experten beruht, der die Unterschiede in der Dämpfung und den Verschiebungen im Bereich der Frequenz in ihren charakteristischen Umfängen bewertet. Diese Umfänge sowie der erwartete Charakter der Änderungen, falls eine Deformation auftritt, basieren auf Schlussfolgerungen aus kontrollierten Deformationen und Computermodellierung.

Zum Abschluss der Monographie wurde die Anwendung der FRA-Methode einschl. vibroakustischer Methode zur komplementären Bewertung des mechanischen Zustands des aktiven Teils beschrieben. Beide Methoden basieren auf anderen physikalischen Phänomenen, die zur Bewertung des mechanischen Zustands bestimmt sind, daher können die Schlussfolgerungen aus beiden sich gegenseitig ergänzen. Dank dessen wird eine wesentliche Verbesserung der Qualität der Diagnostik erzielt. Die Methode der komplementären Messungen von FRA und VM (engl. *Vibroacoustic Method*) wurde von der Firma Energo-Complex aus Piekary Śląskie in der industriellen Praxis in Polen implementiert.

