

Andrzej Wilk, Michał Michna
Politechnika Gdańska, Wydział Elektrotechniki i Automatyki

BADANIE WPLYWU INDUKCJI REMANENCJI NA STAN PRZEJŚCIOWY JEDNOFAZOWEGO UKŁADU TRANSFORMATOROWEGO

INVESTIGATION OF THE REMANENT MAGNETIZATION INFLUENCE ON THE TRANSIENT STATES OF THE SINGLE-PHASE TRANSFORMER

Streszczenie: W referacie przedstawiono wyniki badań eksperymentalnych i symulacyjnych wpływu indukcji remanencji w rdzeniu transformatora jednofazowego na jego stan przejściowy przy jego pracy jałowej. Badany obiekt jest układem transformatorowym o dwóch uzwojeniach nawiniętych na zwijanym z blachy anizotropowej rdzeniu w kształcie toroidu. Doświadczenia eksperymentalne polegały na rozładowywaniu kondensatora przez uzwojenie strony pierwotnej przy kilku różnych wartościach początkowego magnetycznego strumienia szczątkowego w rdzeniu. Zastosowanie kondensatora jako źródła energii zapewniło stosunkowo dużą powtarzalność stanów przejściowych niezależną od chwili włączenia i zjawisk na stykach łącznika. W referacie przedstawiono także model obwodowy badanego układu transformatorowego z uwzględnieniem histerezy magnetycznej. Model ten jest w stanie symulować stany przejściowe i ustalone badanego układu przy uwzględnieniu wartości i znaku początkowego strumienia szczątkowego w rdzeniu. Do symulacji zjawiska histerezy zaimplementowano model histerezy Preisacha ze sprzężeniem zwrotnym. Uzyskano stosunkowo dobrą zgodność pomiędzy wynikami symulacji i eksperymentu. Wyprowadzone wnioski wskazują na istotny wpływ indukcji remanencji na wartość prądu udarowego. Wykazano także przydatność zastosowanej metodyki modelowania obwodowych układów transformatorowych do symulacji stanów przejściowych z uwzględnieniem histerezy magnetycznej oraz strumienia szczątkowego.

Abstract: This paper presents the results of the experimental and simulation investigation concerning the influence of remanence in the core of a single-phase transformer at the no-load transient state. The tested transformer is a special laboratory transformer system comprising two windings and the toroidal core made of the anisotropic ribbon of steel. Experimental studies consisted of the discharge of the capacitor through the primary winding at several different values of the residual magnetic flux. The use of a capacitor as a power source has provided a relatively high repeatability of the measured transient states independent of the moment of switching and the phenomena at the terminals of the connector. The paper presents a model of the transformer test system taking into account the magnetic hysteresis phenomenon. The model was used to simulate the transient and steady state of the test system taking into account the value and the sign of the remanence in the toroidal core. The Preisacha model with feedback was used to magnetic hysteresis modelling. The results of the simulation investigation were found in very fair agreement with the experimental results. It was concluded that the induction of remanence has a significant impact on the value of the surge current. This indicates the usefulness of the applied circuit modeling methodology for the simulation of the transformer systems transient state taking into account the magnetic hysteresis and the remanence.

Słowa kluczowe: transformator jednofazowy, stan przejściowy, histereza magnetyczna, indukcja remanencji
Keywords: single-phase transformer, transient states, magnetic hysteresis, remanent magnetization

1. Wstęp

Jedną z wielu konsekwencji histerezy magnetycznej jest możliwość powstania magnetycznego strumienia szczątkowego w rdzeniu transformatora, którego wartość zależy od szeregu czynników [1] (właściwości magnetycznych rdzenia, współczynnika mocy w chwili wyłączenia transformatora, układu połączeń uzwojeń itp.). Istnienie strumienia szczątkowego może mieć istotne znaczenie na wartość prądu udarowego transformatora

i przyczyniać się do niepożądanego działania układów zabezpieczających zainstalowanych w systemie energetycznym. Zagadnienia te zostały opisane w wielu publikacjach – między innymi w [2, 3, 4]. Efekty prądów udarowych są w pewnym stopniu ograniczane poprzez stosowanie odpowiednich dławików oraz zabezpieczeń o charakterystykach zwłocznych. Czynione są jednak próby nad zastosowaniem aktywnych układów kontroli chwili włączenia transformatora z uwzględnieniem strumienia

szczałkowego w rdzeniu [5, 6], aby ograniczyć wartość prądu udarowego. Dokładne wyznaczenie strumienia szczytkowego jest zagadnieniem stosunkowo trudnym, gdyż wymaga uwzględnienia zjawiska histerezy oraz prądów wirowych w rdzeniu. Poszukuje się zatem dokładnych metod umożliwiających predykcję strumienia szczytkowego oraz prądu udarowego układów transformatorowych. Oczekuje się, że pomocne w tej predykcji mogą być także odpowiednio dokładne obwodowe modele matematyczne transformatorów.

Zjawisko histerezy magnetycznej może być w symulacji obwodowej transformatora uwikłane na szereg sposobów, sklasyfikowanych w dwóch zasadniczych grupach. W grupie pierwszej do reprezentacji pętli histerezy stosuje się wybrane nieliniowe funkcje (także sklejane), które odwzorowują jedynie trajektorię pomiędzy indukcją magnetyczną B i natężeniem pola magnetycznego H w rdzeniu bez odniesienia do fizyki zjawiska histerezy. Implementację tego podejścia w symulacji prądu udarowego transformatora można znaleźć między innymi w pracach [3, 7, 8, 9]. W grupie drugiej do reprezentacji pętli histerezy stosuje się makroskopowe modele histerezy. Najczęściej są to: model histerezy Jilesa-Athertona [10] oraz model histerezy Preisacha [11]. Implementację tego podejścia w symulacji prądu udarowego transformatora można znaleźć między innymi w pracach [12, 13, 14].

Badania eksperymentalne i symulacyjne wpływu strumienia szczytkowego na wartość prądu udarowego są rzadziej publikowane, a wybrane wyniki podano w pracach [2, 3, 8, 13]. W pracach [2, 3] brakuje porównania wyników symulacji z wynikami eksperymentalnymi, co nie pozwala dokonać walidacji zastosowanych modeli histerezy. W pracy [13] przyjęto daleko idące uproszczenie w modelu obwodowym transformatora polegające na nieuwzględnieniu strat klasycznych na prądy wirowe i strat anomalnych. Brakuje także uszczegółowienia przyjętego modelu Preisacha – klasyczny, skalarny uogólniony, wektorowy itp. W pracy [8] składniki strat klasycznych i anomalnych są ujęte i wykazano stosunkowo dobrą zgodność wyników symulacji i eksperymentu. W przyjętym jednak modelu histerezy kształt tzw. małych pętli wynika z odpowiednich przekształceń geometrycznych krzywej

narastającej i opadającej pętli głównej, czego nie można wykazać na podstawie makroskopowych modeli histerezy.

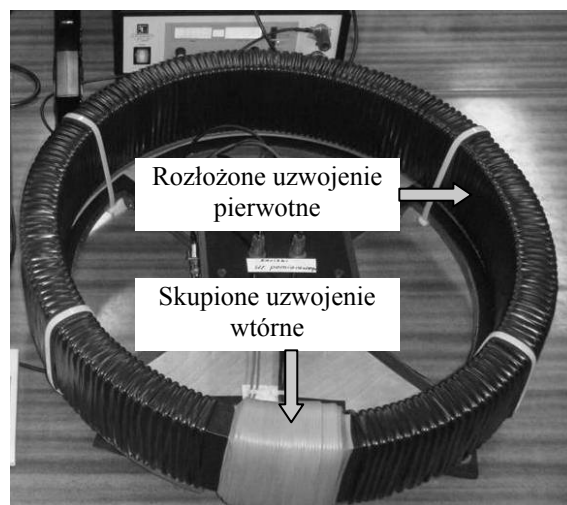
W referacie sformułowano dwa zasadnicze cele. Pierwszy cel dotyczył analizy wpływu strumienia szczytkowego na wartość prądu udarowego i stan przejściowy jednofazowego układu transformatorowego bez obciążenia uzwojenia wtórnego. Rdzeń tego układu jest toroidem wykonanym w technologii zwijania blachy anizotropowej ET114-27.

Drugi cel dotyczył modelowania obwodowego transformatora jednofazowego sprzężonego z uogólnionym modelem skalarnym histerezy Preisacha. Zastosowano model histerezy ze sprzężeniem zwrotnym, który jak wykazano w [20] jest znacznie dokładniejszy niż model klasyczny. W modelu uwzględniono także zastępczy obwód reprezentujący klasyczne straty na prądy wirowe i straty anomalne.

Badanie stanu przejściowego polegało na rozładowaniu kondensatora poprzez uzwojenie pierwotne przy określonej wartości i kierunku wektora indukcji remanencji w rdzeniu. Podejście to zapewniło bardzo dobrą powtarzalność stanów przejściowych niezależną od chwili włączenia łącznika i zjawisk fizycznych na jego stykach.

2. Charakterystyka badanego układu

Badany układ transformatorowy przedstawiono na rys.1. Rdzeń jest ciągłym toroidem zwiniętym z blachy ET114-27. Uzwojenie pierwotne jest równomiernie rozłożone na około 93% obwodu rdzenia. Uzwojenie wtórne jest skupione na około 5% obwodu.

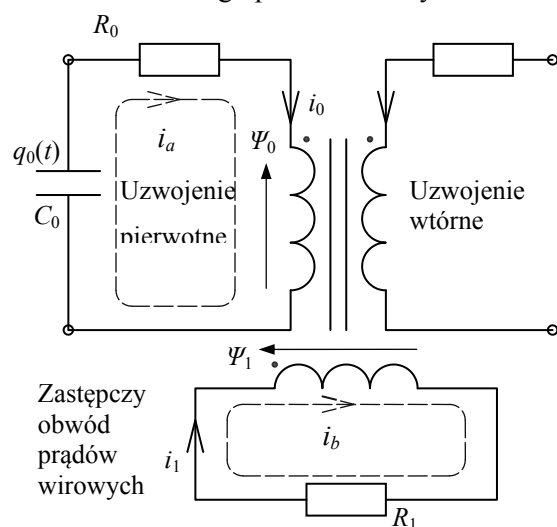


Rys.1. Badany układ transformatorowy o rdzeniu toroidalnym

Zastosowany rozkład uzwojeń wynikał głównie z potrzeb pomiaru pętli histerezy – wymaganie równomiernego namagnesowania rdzenia przy możliwie małym sprzężeniu pomiędzy uzwojeniami z udziałem strumienia rozproszenia. Niektóre istotne parametry układu są następujące: wewnętrzna średnica rdzenia toroidu – 506 mm, wymiary przekroju poprzecznego 35x100 mm, liczba zwojów uzwojenia pierwotnego i wtórnego wynosi 179.

3. Model matematyczny transformatora

Schemat obwodowy badanego układu transformatorowego pokazano na rys.2.



Rys.2. Schemat ideowy badanego układu transformatorowego do analizy stanów przejściowych bez obciążenia

Znaczenie użytych symboli jest następujące:
 Ψ_0, R_0 – strumień sprzężony z uzwojeniem magnesującym (pierwotnym) oraz rezystancja tego uzwojenia;

Ψ_1 – strumień sprzężony z zastępczym obwodem reprezentującym straty na prądy wirowe - klasyczne oraz anomalne;

R_1 – zastępcza rezystancja reprezentująca klasyczne straty na prądy wirowe oraz straty anomalne;

C_0, q_0 – pojemność kondensatora i ładunek;

i_0, i_1 – prądy (zmiennie nieuogólnione) w elementach skupionych o indeksach odpowiednio 0 i 1;

i_a, i_b – prądy (zmiennie uogólnione) w oczku cewki magnesującej oraz w zastępczym oczku prądów wirowych.

Cewka magnesująca charakteryzowana jest poprzez strumień sprzężony $\Psi_0(i_0, i_1)$ będący funkcją prądów i_0 oraz i_1 płynących

w uzwojeniu pierwotnym i cewce zastępczej. W funkcji tej uwikłano mechanizm histerezy magnetycznej. Funkcja $\Psi_0(i_0, i_1)$ zawiera także liniowy składnik reprezentujący strumień rozproszenia proporcjonalny do wartości i_0 . Zastępczy obwód na prądy wirowe zawiera cewkę charakteryzowaną poprzez strumień sprzężony $\Psi_1(i_0, i_1)$ będący funkcją prądów i_0 oraz i_1 płynących w poszczególnych cewkach. W funkcji tej również uwikłano mechanizm histerezy magnetycznej o takich samych charakterystykach wieloznacznych jak dla funkcji $\Psi_0(i_0, i_1)$. Funkcja $\Psi_1(i_0, i_1)$ nie zawiera składnika reprezentującego strumień rozproszenia.

Stacjonarny nieliniowy element dysypatywny R_1 jest wypadkową rezystancją reprezentującą klasyczne straty na prądy wirowe i straty anomalne.

Model matematyczny analizowanego układu zawierający macierz więzów C_u ma postać:

$$\left(\mathbf{C}_u^T \begin{bmatrix} \frac{\partial \Psi_0(i_0, i_1)}{\partial i_0} & \frac{\partial \Psi_0(i_0, i_1)}{\partial i_1} \\ \frac{\partial \Psi_1(i_0, i_1)}{\partial i_0} & \frac{\partial \Psi_1(i_0, i_1)}{\partial i_1} \end{bmatrix} \mathbf{C}_u \right) \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \end{bmatrix} + \left(\mathbf{C}_u^T \begin{bmatrix} R_0 & 0 \\ 0 & R_1 \end{bmatrix} \mathbf{C}_u \right) \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -q_0(t) \\ C_0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (1)$$

Relacja pomiędzy współzrędnymi nieuogólnionymi i uogólnionymi opisana jest w tym przypadku poprzez stosunkowo prostą macierz więzów:

$$\begin{bmatrix} i_0 \\ i_1 \end{bmatrix} = \mathbf{C}_u \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \end{bmatrix}, \quad \mathbf{C}_u = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2)$$

Metodykę formułowania równań oczkowych z wykorzystaniem macierzy więzów można znaleźć w [16]. Uwikłanie macierzy więzów C_u w równaniu (1) pozwala na sformułowanie energetycznych funkcji stanu $\Psi_0(i_0, i_1)$ oraz $\Psi_1(i_0, i_1)$ we współzrędnym nieuogólnionym, co ułatwia zadanie ich obliczania w przypadku bardziej złożonych równań więzów. Holonomiczność więzów sprawia, że równanie (2) jest spełnione także pomiędzy ładunkami elektrycznymi.

Przy założeniu wspólnego strumienia Φ_c pomiędzy sprzężonymi magnetycznie obwodami, czyli cewką magnesującą oraz cewką zastępczą obwodu prądów wirowych, macierz indukcyjności dynamicznych może być wyrażona wzorem:

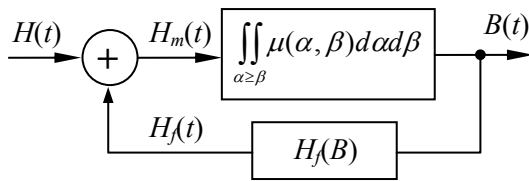
$$\begin{bmatrix} \frac{\partial \Psi_0(i_0, i_1)}{\partial i_0} & \frac{\partial \Psi_0(i_0, i_1)}{\partial i_1} \\ \frac{\partial \Psi_1(i_0, i_1)}{\partial i_0} & \frac{\partial \Psi_1(i_0, i_1)}{\partial i_1} \end{bmatrix} = \frac{\partial \Phi_c}{\partial \Theta} \begin{bmatrix} N_0 N_0 & N_0 N_1 \\ N_1 N_0 & N_1 N_1 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{\sigma,0,0} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3)$$

gdzie Φ_c oznacza wspólny strumień w rdzeniu dla obu cewek, natomiast Θ oznacza wypadkowy przepływ cewek wyrażony jako:

$$\Theta = N_0 i_0 + N_1 i_1 \quad (4)$$

Wielkości N_0 i N_1 oznaczają odpowiednio liczbę zwojów uzwojenia magnesującego i cewki zastępczej. W badanym przypadku założono arbitralne $N_1=N_0=179$. Wielkość $L_{\sigma,0,0}$ oznacza indukcyjność rozproszenia uzwojenia magnesującego.

Z modelem obwodowym (1) jest sprzężony model histerezy magnetycznej, który reprezentuje wieloznaczną charakterystykę $B(H)$, czyli indukcji magnetycznej B w funkcji natężenia pola magnetycznego H . W tej pracy zastosowano model histerezy Preisacha ze sprzężeniem zwrotnym [17], którego schemat blokowy pokazano na rys.3.



Rys.3. Schemat blokowy przetwornika histerezy z sprzężeniem zwrotnym

Ogólna postać implementacji modelu histerezy ze sprzężeniem zwrotnym jest podana wzorem

$$\begin{aligned} B(H) &= \int \int_{\alpha \geq \beta} \mu[\alpha + H_f(B_k), \beta + H_f(B_k)] \gamma_{\alpha, \beta}(H_m) d\alpha d\beta, \\ H_m &= H + H_f(B) \end{aligned} \quad (5)$$

Sprężenie zwrotne zdefiniowano za pomocą jednoznacznej funkcji nieliniowej w postaci:

$$H_f(B) = K_1 B + K_3 B^3, \quad (6)$$

przy stałych współczynnikach K_1 i K_3 .

Zastosowana do realizacji celu funkcja dystrybucji Preisacha $\mu(\alpha, \beta)$ została przyjęta zgodnie ze statycznym modelem histerezy podanym w pracy [15]. Funkcja ta sformułowana jest za pomocą skończonego szeregu

$$\begin{aligned} \mu(\alpha, \beta) &= \\ &= \frac{1}{2\pi} \sum_{n=1}^N \frac{A_n}{S_{x,n} S_{y,n}} \exp\left(\frac{-(\alpha + \beta)^2}{2S_{x,n}^2}\right) \exp\left(\frac{-(\alpha - \beta)^2}{2S_{y,n}^2}\right), \end{aligned} \quad (7)$$

gdzie: A_n , $S_{x,n}$, $S_{y,n}$ są stałymi parametrami charakterystycznymi dla danego materiału. Metodę wyznaczania parametrów A_n , $S_{x,n}$, $S_{y,n}$, K_1 i K_3 oraz ich wartości dla materiału ET114-27 przy $N=3$ zostały podane w [15].

Sprężenie modelu obwodowego (1) i modelu histerezy (5) realizowane jest poprzez zależności analityczne pomiędzy wielkościami Φ_c , B oraz Θ , H według wzorów

$$\Phi_c = B S_t, \quad (8)$$

$$H l_{av} = \Theta, \quad (9)$$

gdzie: S_t - pole przekroju poprzecznego toroidu z uwzględnieniem współczynnika wypełnienia pakietu żelaza $k_{fe}=0,965$, l_{av} - średnia długość ścieżki linii pola w toroidzie. Wartości B i H w równaniach (8) i (9) odniesione są do średnich wzdłuż przyjętej ścieżki.

Stacjonarny element dyssypatywny R_1 jest wypadkową dwóch rezystorów R_{clas} oraz R_{exc} połączonych równolegle. Liniowy rezystor R_{clas} reprezentuje klasyczne straty od prądów wirowych. Nieliniowy rezystor R_{exc} reprezentuje zaś straty anomalne.

Wartość rezystancji R_{clas} może zostać wyznaczona na podstawie znanej funkcji strat mocy $P_{eddy}(t)$ od prądów wirowych. Przy nieuwzględnieniu zjawiska wypierania prądu i efektów ruchów ścian domen magnetycznych straty te w przybliżeniu wynoszą

$$P_{eddy}(t) = K_e \left(\frac{dB}{dt}\right)^2 \rho S_t l_{av} = \left(\frac{\sigma b^2}{12\rho}\right) \left(\frac{dB}{dt}\right)^2 \rho S_t l_{av} \quad (10)$$

gdzie: ρ jest gęstością rdzenia, σ jest przewodnością elektryczną materiału blachy, b jest grubością arkusza blachy.

Przy znanej funkcji czasowej napięcia na zaciskach rezystora zastępczego wartość jego rezystancji wynosi:

$$R_{clas} = \frac{\left(\frac{d}{dt}\Psi_1(i_0, i_1)\right)^2}{P_{eddy}(t)} = \frac{\left(\frac{d}{dt}(BS_t N_0)\right)^2}{P_{eddy}(t)} = \frac{N_0^2 S_t}{K_e \rho l_{av}} \quad (11)$$

Podobną metodę, jak przy wyznaczaniu R_{clas} można zastosować do wyznaczania wartości R_{exc} . Do tego potrzebny jest wzór na straty anomalne. Przybliżone podejście analityczne do obliczenia R_{exc} można znaleźć między innymi w pracach [8, 11]. Prace te polegają na wynikach badań strat anomalnych P_{exc} , które według [18] są proporcjonalne do $(dB/dt)^{1.5}$. Przy tym założeniu

$$P_{exc}(t) = K_a \left| \frac{dB}{dt} \right|^{1.5} \rho S_t l_{av}, \quad (12)$$

gdzie K_a jest stałą wyznaczaną z badań eksperymentalnych. Zatem

$$R_{exc} = \frac{\left(\frac{d}{dt}\Psi_1(i_0, i_1)\right)^2}{P_{exc}(t)} = \frac{(N_0)^2}{K_a \rho l_{av}} \sqrt{\frac{|e(t)|}{S_t}} \quad (13)$$

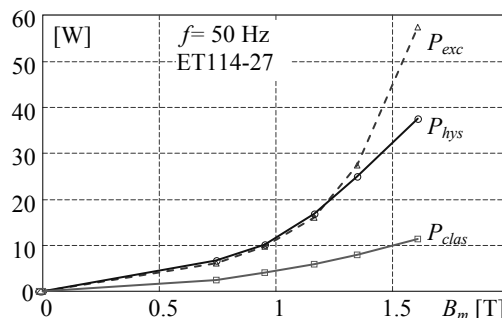
gdzie $e(t)$ jest napięciem na zaciskach rezystora. Okazało się jednak, że w przypadku badanego w tej pracy materiału ET114-27 zależność (12) jest zbyt dużym przybliżeniem, dlatego wzór (13) nie został przez autorów zastosowany. Ponadto zależność (13) zawiera w sobie osobliwość, która polega na tym, że $R_{exc}=0$, gdy $e(t)=0$.

W tej pracy do wyznaczenia R_{exc} autorzy przyjęli inną koncepcję. Polega ona na wyznaczeniu charakterystyki prądu i_{exc} w elemencie dyssypatywnym w funkcji napięcia u_{exc} na jego zaciskach na podstawie charakterystyki strat anomalnych $P_{exc}(B_m)$ w funkcji maksymalnej indukcji magnetycznej B_m w rdzeniu, przy stałej częstotliwości.

Charakterystykę $P_{exc}(B_m)$ wyznaczono ze wzoru

$$P_{exc}(B_m) = P_{tot}(B_m) - P_{hys}(B_m) - P_{eddy}(B_m) \quad (14)$$

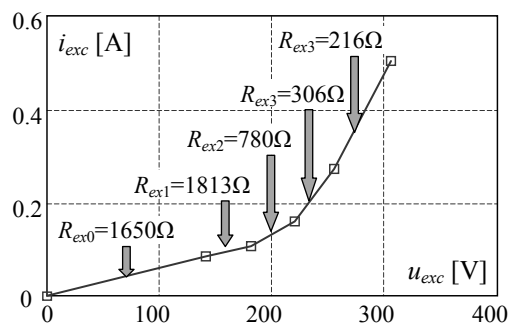
gdzie P_{tot} oznacza całkowite pomierzone straty, P_{hys} oznacza straty wynikające ze statycznej pętli histerezy obliczone na podstawie modelu histerezy (5), natomiast P_{eddy} oznacza klasyczny składnik strat na prądy wirowe wyznaczony z (10). Poszczególne składniki strat P_{exc} , P_{hys} i P_{eddy} w funkcji indukcji maksymalnej B_m podczas przemagnesowywania rdzenia sinusoidalnym napięciem przy częstotliwości $f=50$ Hz pokazano na rys.4.



Rys.4. Charakterystyki strat anomalnych P_{exc} , statycznych histerezowych P_{hys} i klasycznych P_{clas} od prądów wirowych w funkcji maksymalnej indukcji magnetycznej B_m w rdzeniu związanym z blachy ET114-27

Z rys.4. wynika, że składnik strat anomalnych obliczany z zależności (14) jest znacznie większy od składnika strat klasycznych. Zagadnienia dotyczące strat anomalnych w aspekcie blach izotropowych i anizotropowych podano w pracy [19], gdzie znajdują się odnośniki, w których składniki strat na histerezę i prądy wirowe ujęte są w sposób kompleksowy.

Na podstawie $P_{exc}(B_m)$ wyznaczono funkcję $i_{exc}(u_{exc})$ skupionego elementu dyssypatywnego reprezentującego straty anomalne. Wykres tej funkcji dla dodatnich wartości u_{exc} pokazano na rys.5.



Rys.5. Charakterystyka $i_{exc}(u_{exc})$ zastępczego nieliniowego rezystora R_{exc} reprezentującego straty anomalne w rdzeniu

Sposób wyznaczenia tej charakterystyki jest następujący: Zakłada się, że funkcja $i_{exc}(u_{exc})$ zbudowana jest ze zbioru odcinków prostych połączonych w punktach, dla których współrzędne napięcia zdefiniowane są na skończonym zbiorze $\{0, u_{exc1}, u_{exc2}, \dots\}$. Każdy odcinek prosty charakteryzowany jest stałą konduktancją $G_{ex}=1/R_{ex}=\Delta i/\Delta u=const$.

W pierwszym kroku wyznacza się rezystancję R_{ex0} dla napięcia $u(t)=u_{exc1}\cos(\omega t)$, przy którym wyznaczono straty anomalne $P_{exc}(u_{exc1})$. W drugim kroku wyznacza się rezystancję R_{ex1} dla napięcia $u(t)=u_{exc2}\cos(\omega t)$ i znanej z poprzedniego kroku R_{ex0} , przy którym wyznaczono straty anomalne $P_{exc}(u_{exc2})$. W kolejnym trzecim kroku wyznaczana jest wartość R_{ex2} , przy amplitudzie napięcia u_{exc3} i w oparciu o obliczone w poprzednich krokach R_{ex0} i R_{ex1} . Podobnie oblicza się przedziały rezystancji R_{ex} w następnych krokach. Tak wyznaczona charakterystyka $i_{exc}(u_{exc})$ reprezentuje element dysypatywny, w którym generowane są straty anomalne zgodne z tymi, które reprezentuje funkcja $P_{exc}(B_m)$ z rys.4, przy zachowaniu odpowiedniej relacji pomiędzy indukcją magnetyczną B_m i napięciem u_{exc} . Rezystancje w poszczególnych przedziałach zmieniają się w sposób skokowy, ale ta osobliwość nie zaburza procesu obliczeń numerycznych.

Parametry modelu histerezy podano w tab. 1 i tab. 2, natomiast stałe parametry obwodowe układu transformatorowego podano w tab. 3.

Tabela 1. Wartości współczynników $S_{x,n}$, $S_{y,n}$ [A/m]

S_{x1}	S_{x2}	S_{x3}	S_{y1}	S_{y2}	S_{y3}
35,17	107,4	1232	17,65	41,67	91,77

Tabela 2. Wartości współczynników A_n , K_1 , K_3

A_1	A_2	A_3	K_1	K_3
2,92	0,895	3,43	19,07	-14,8

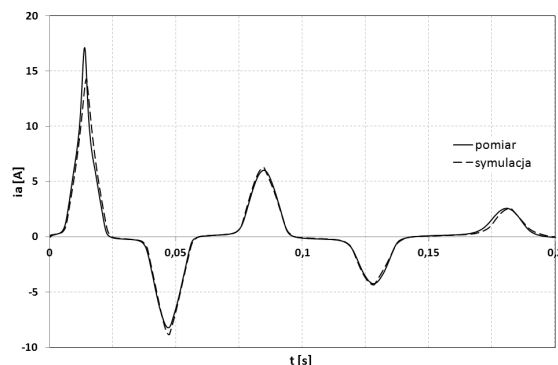
Tabela 3. Stałe parametry obwodowe układu

C_0	R_0	$L_{\sigma,0,0}$	R_{clas}
625 μ F	0,244 Ω	1,25 mH	4189 Ω

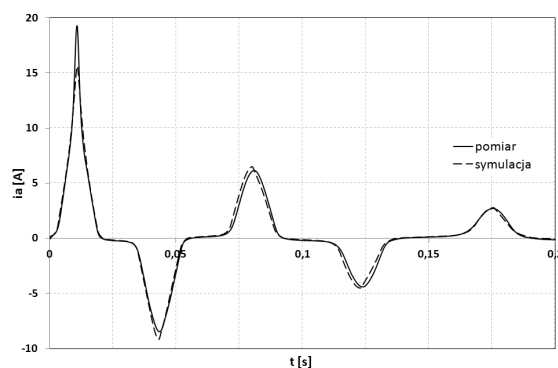
4. Wyniki pomiarów i symulacji

Na rys.6, rys.7 i rys.8 pokazano wyniki pomiarów i symulacji prądów i_a , które płyną w uzwojeniu magnesującym toroidu podczas rozładowania kondensatora C_0 naładowanego do napięcia 100 V. Wyniki przytoczono dla indukcji remanencji $B_r = 0$ T (rys.6),

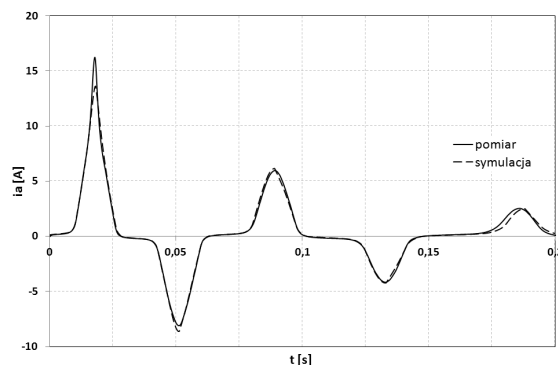
$B_r = 0,54$ T (rys.7) oraz $B_r = -0,54$ T (rys.8). Dodatnia wartość B_r oznacza, że początkowy zwrot pola magnetycznego wzbudzany od prądu i_a jest zgodny ze zwrotem wektora indukcji remanencji B_r . W przypadku ujemnych wartości B_r początkowy zwrot pola magnetycznego generowanego od prądu i_a jest przeciwny.



Rys.6. Wyniki pomiarów i symulacji stanu przejściowego prądu magnesującego i_a , przy indukcji remanencji $B_r = 0$ T



Rys.7. Wyniki pomiarów i symulacji stanu przejściowego prądu magnesującego i_a , przy indukcji remanencji $B_r = 0,54$ T



Rys.8. Wyniki pomiarów i symulacji stanu przejściowego prądu magnesującego i_a , przy indukcji remanencji $B_r = -0,54$ T

5. Wnioski

Na podstawie badań eksperymentalnych i symulacyjnych stwierdzono, że wartość strumienia szczytkowego, jak też zwrot wektora indukcji remanencji mają istotny wpływ na wartość prądu udarowego oraz przebieg oscylacji swobodnych. Symulacja przebiegów oscylacyjnych swobodnych (brak wymuszeń zewnętrznych) jest stosunkowo krytycznym testem modelu. Istotne różnice pomiędzy wynikami pomiarów i symulacji ujawniają się jedynie dla wartości prądu udarowego. Przy kolejnych oscylacjach obserwuje się stosunkowo dobrą zgodność odnośnie wartości odpowiadających sobie amplitud. Istotne znaczenie ma także dobra zgodność relacji fazowych pomiędzy wynikami symulacji i pomiarów, co świadczy o poprawnym ujęciu w modelu strat klasycznych i anomalnych.

6. Literatura

- [1] Ling P.C.Y., Basak A.: *Investigation of magnetizing inrush current in a single-phase transformer*. IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 24, No. 6, November 1988, pp. 3217-3222.
- [2] Teape J.W., R.D. Slater., Simpson R.R.S., Wood W.S.: *Hysteresis effects in transformers, including ferroresonance*. Proceedings of IEE, Vol. 123, No. 2, February 1976, pp. 153-158.
- [3] Lin C.E., Cheng C.L., Huang C.L., Yeh J.C.: *Investigation of magnetizing inrush current in transformers. Part I – Numerical simulation*. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 8, No. 1, January 1993, pp. 246-253.
- [4] Jezierski E. *Transformatory. Podstawy Teoretyczne*. WNT 1965.
- [4] Brunke J.H., Frölich K.J.: *Eliminations of transformer inrush currents by controlled switching - Part II: Application and performance considerations*. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 16, No. 2, April 2001, pp. 281-285.
- [5] Abdulsalam S.G., Xu W.: *A sequential phase energization method for transformer inrush current reduction – Transient performance and practical considerations*. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 22, No. 1, January 2007, pp. 208-216.
- [6] Tellinen J.: *A simple scalar model for magnetic hysteresis*. IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 34, No. 4, July 1998, pp. 2200-2206.
- [7] Faiz J., Saffari S.: *Inrush current modeling in a single-phase transformer*. IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 46, No. 2, February 2010, pp. 578-581.
- [8] Moses P.S., Masoum M.A.S., Toliyat H.A.: *Dynamic modeling of three-phase asymmetric power transformers with magnetic hysteresis: No-load and inrush conditions*. IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 25, No. 4, December 2010, pp. 1040-1047.
- [9] Jiles D., Atherton D.: *Theory of ferromagnetic hysteresis*. Journal of Applied Physics, Vol. 55, No. 6, March 1984, pp. 2115-2120.
- [10] Mayergoyz I.D.: *Mathematical models of hysteresis and their applications*. New-York, Elsevier, 2003.
- [11] Zhu J.G., Hui S.Y.R., Ramsden V.S.: *Discrete modelling of magnetic cores including hysteresis eddy current and anomalous losses*. IEE Proceedings – A, Vol. 140, No. 4, July 1993, pp. 317-322.
- [12] Adly A.A., Hanafy H.H., Abu-Shady S.E.: *Utilizing Preisach models of hysteresis in the computation of three-phase transformer inrush currents*. Electric Power System Research, Vol. 65, 2003, pp. 233-238.
- [13] Chandrasena W., McLaren P.G., Annakkage U.D., Jayasinghe R.P., Muthumuni D., Dirks E.: *Simulation of hysteresis and eddy current effects in a power transformer*. Electric Power Systems Research, Vol. 76, 2006, pp. 634-641.
- [14] Wilk A.: *Implementacja modelu histerezy Preisacha ze sprzężeniem zwrotnym do symulacji histerezy magnetycznej rdzenia transformatora zwijanego z blachy*. Przegląd Elektrotechniczny, R. 89, Nr 2b, 2013, s. 166-169.
- [15] Sobczyk T.: *Metodyczne aspekty modelowania matematycznego maszyn indukcyjnych*. WNT, Warszawa, 2004.
- [16] Della Torre E., Vajda F.: *Parameter identification of complete-moving-hysteresis model using major loop data*. IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 30, No. 6, November 1994, pp. 4987-5000.
- [17] Bertotti G.: *General properties of power losses in soft ferromagnetic materials*. IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 24, No. 1, January 1988.
- [18] Zakrzewski K., Kubiak W., Szulakowski J.: *Wyznaczanie współczynnika anomalii strat w blachach magnetycznych anizotropowych*. Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej, Nr 48, Wrocław, 2000.
- [19] Wilk A.: *Modelowanie obwodowo-polowe transformatorów trakcyjnych w aspekcie diagnostyki opartej na modelu referencyjnym*. Seria monografie, nr 128, Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej, Gdańsk 2012.

Autorzy

Andrzej Wilk awilk@ely.pg.gda.pl
 Michał Michna michna@pg.gda.pl
 Politechnika Gdańska WEiA KEiME

Recenzent

prof. dr hab. inż. Janusz Turowski