

Powstawanie rezonansowych drgań uzwojeń w transformatorach energetycznych

Streszczenie. W pracy opisano metodykę obliczeń drgań uzwojeń w transformatorach energetycznych przy pomocy metody elementów skończonych 3D zarówno w dziedzinie elektromagnetycznej jak i mechanicznej. Obliczenia uwzględniają rzeczywistą geometrię uzwojeń oraz ich strukturę materiałową.

Abstract. The paper describes the calculation method of winding zone in power transformers which uses the 3D finite elements both in electromagnetic and in structural domain. Calculations take into account the realistic geometry and material structure of windings. (The formation of resonant vibration in windings of power transformers).

Słowa kluczowe: transformator energetyczny, uzwojenia, drgania rezonansowe, metoda elementów skończonych.

Keywords: power transformer, windings, resonant vibration, finite elements method.

Wstęp

Analiza hałasu emitowanego przez transformatory mocy zawiera trzy podstawowe składniki:

- hałas pochodzenia magnetostrykcyjnego,
- hałas wywołany wentylatorami układu chłodzenia,
- hałas związany z drganiami uzwojeń w warunkach obciążenia.

Jak pokazują pomiary, ten ostatni składnik jest najczęściej dominujący i dlatego też coraz więcej prac badawczych dotyczy tego zagadnienia. Drgania uzwojeń są wywołane oddziaływaniem pola rozproszenia magnetycznego z rozkładem prądów fazowych płynących w uzwojeniach danego transformatora. Producenci transformatorów wielkich mocy nie mają najczęściej możliwości symulowania na stacji prób rzeczywistych warunków pracy transformatora, to jest jego obciążenia w systemie energetycznym. Z tego powodu pomiary hałasu obciążeniowego są wykonywane w warunkach próby zwarcia, dla której amplituda indukcji magnetycznej w jarzmach rdzenia jest rzędu 15% indukcji znamionowej a w kolumnach jest praktycznie zerowa. Biorąc pod uwagę, że siły magnetostrykcyjne są w przybliżeniu proporcjonalne do kwadratu indukcji, to drgania magnetostrykcyjne rdzenia są podczas próby zwarcia mniejsze o kilkanaście dB od tych, które występują przy znamionowym napięciu zasilającym i mogą być zaniedbane.

Analiza teoretyczna hałasu uzwojeniowego w transformatorach olejowych jest zagadnieniem interdyscyplinarnym łączącym dziedziny elektrotechniki, mechaniki i akustyki. Istniejące analityczne zależności (IEC, 2001) mają charakter empirycznych uśrednień i nie pozwalają na ustalenie, które parametry konstrukcyjne mają największy wpływ na wynikowy poziom hałasu. Struktura konstrukcji transformatora mocy jest na tyle skomplikowana, że jego modele teoretyczne w każdej z wymienionych wyżej dziedzin muszą wykorzystywać techniki numeryczne - metodę elementów skończonych i/lub elementów brzegowych. Przykłady takich modeli można znaleźć w pracach [1][3][6][7][8] gdzie z różną dokładnością odwzorowywano rzeczywistą geometrię i

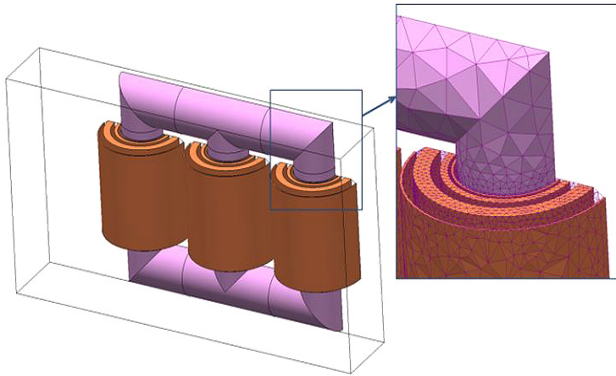
strukturę materiałową badanych obiektów. W ostatnich latach pojawiły się możliwości łączenia w jednym modelu numerycznym wzajemnych oddziaływań magneto-mechanicznych oraz mechano-akustycznych. Wygoda i elastyczność tego podejścia została okupiona bardzo dużym nakładem obliczeniowym – zakończenie obliczeń w akceptowalnym czasie wymaga szeregu uproszczeń geometrii rozpatrywanego urządzenia [2][5]. Dodatkowym utrudnieniem są nieliniowe własności materiałowe, które pociągają za sobą konieczność stosowania wyrafinowanych technik, zarówno teoretycznych jak i eksperymentalnych [9][10].

Niniejsza praca jest poświęcona ocenie możliwości wystąpienia rezonansu mechanicznego uzwojeń transformatora wywołanych magnetycznymi siłami Lorentza. Szczególną uwagę zwrócono na odwzorowanie w modelu numerycznym rzeczywistej geometrii uzwojeń, to jest występowania klinów dystansowych osiowych i radialnych, struktury drutu nawojowego (przewody o ciągłej transpozycji - CTC) oraz niejednorodnych warunków podparcia. Obliczenia magnetyczne prowadzono za pomocą programu Magnet, Infolytica a do analizy mechanicznej wykorzystano system ANSYS.

Obliczenia sił magnetycznych

Obliczenia elektromagnetyczne prowadzono dla transformatora 120 MVA wykorzystując model 3D pokazany na rysunku 1. Zaniedbano nieznaczną asymetrię położenia uzwojonego rdzenia w kadzi, co pozwoliło na redukcję rozmiarów siatki obliczeniowej. Obecność ferromagnetycznej kadzi i ekranów uwzględniono narzucając warunek brzegowy Neumana na zewnętrzne powierzchnie obszaru obliczeniowego. Rozwiązywano zagadnienie harmoniczne zwarcia pomiarowego przy symetrycznym wymuszeniu napięciowym równym znamionowemu napięciu zwarcia i przełączniku zaczepów ustawionym w pozycji zerowej oraz połączonym uzwojeniu trójkątowym. Uzwojenia GN i DN transformatora są wykonane przewodem CTC, dlatego też przyjęto idealnie równomierną gęstość prądu w elementarnym zwoju. Dokładność obliczeń

oszacowano porównując wyznaczony obliczeniowo i pomiarowo prąd zwarcia – otrzymany błąd wynosi 1.5%.

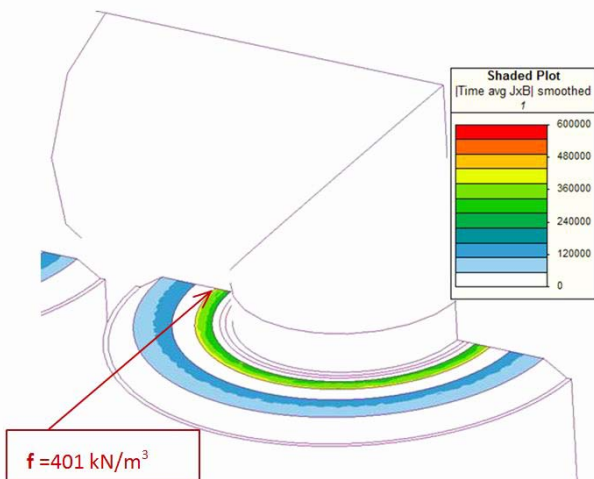


Rys.1. Struktura modelu numerycznego transformatora 120 MVA

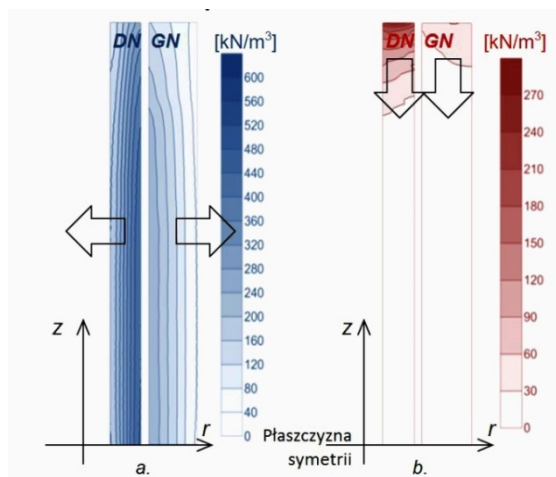
Chwilową wartość gęstości sił Lorentza f wyznacza się z podstawowego wzoru

$$(1) \quad f = J \times B$$

Uzyskany rozkład sił w uzwojeniach jest prawie osiowo symetryczny - rys.2, zaniedbano niewielkie odchylenia w uzwojeniach na skrajnych kolumnach. W dalszych rozważaniach wykorzystywano pole sił f w płaszczyźnie symetrii obiektu.

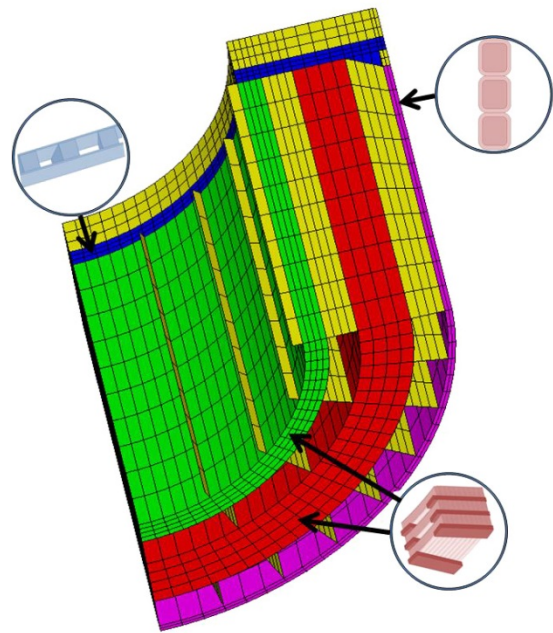


Rys.2. Pole modułu sił Lorentza dla chwili czasowej odpowiadającej amplitudzie prądu fazowego



Rys.3. Pole amplitud składowych gęstości sił Lorentza w uzwojeniach – radialna (a.) i osiowa (b.)

Pole amplitud gęstości sił zamieszczono na rysunku 3. Jak wiadomo, siły osiowe mają w obydwu uzwojeniach charakter ściskający a składowa radialna sił powoduje odpychanie uzwojeń od siebie. Widzimy, że gęstość siły, zwłaszcza jej składowa osiowa, jest w uzwojeniu DN znacznie większa niż w uzwojeniu GN. Wynika to z dwóch faktów: w modelu założono, że wymiary zewnętrzne uzwojeń są takie same jak w rzeczywistości, natomiast procentowa zawartość miedzi w objętości uzwojenia GN jest wyraźnie mniejsza niż w uzwojeniu DN. Tym samym przy zrównoważonych amperozwojach obydwu uzwojeń obliczeniowa gęstość prądu w uzwojeniu GN musi być mniejsza. Po drugie, obecność ferromagnetycznego materiału rdzenia wewnątrz uzwojenia DN powoduje, że strumień magnetyczny na krańcach uzwojeń ma mniejszą reluktancję na drodze do rdzenia niż do otwartej powierzchni na zewnątrz okna transformatora.



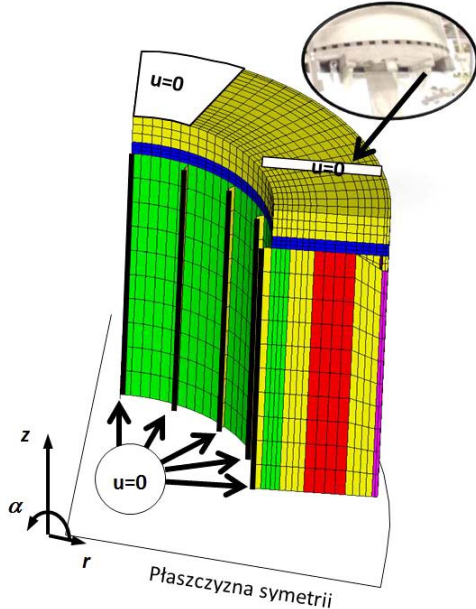
Rys.4. Model numeryczny strefy uzwojeń transformatora - siatka elementów skończonych 3D wraz ze strukturą homogenizowanych obszarów

Model mechaniczny strefy uzwojeń

Struktura obszaru uzwojeń transformatora mocy jest bardzo skomplikowana geometrycznie i ma charakter kompozytu o istotnie różnych wartościach stałych materiałowych – moduł Younga dla miedzi $E_{Cu}=1.15 \cdot 10^5$ MPa a dla izolacji (transformer pressboard) $E_i=5 \cdot 10^2$ MPa. Wykonanie modelu numerycznego ściśle odwzorowującego budowę uzwojeń prowadziłoby do rozmiarów wektora niewiadomych rzędu 10^8 i więcej, co jest obecnie poza zakresem możliwości dostępnych systemów obliczeniowych i sprzętu komputerowego. Zachodzi więc potrzeba opracowania zastępczych materiałów o jednorodnej strukturze, które w warunkach takiego samego obciążenia jak w rzeczywistości zmagazynują tę samą ilość energii sprężystej. Przyjęto, że obszar wszystkich uzwojeń transformatora i kanałów olejowych na krańcach uzwojeń będzie reprezentowany za pomocą materiałów sprężystości liniowych i ortotropowych. Pozostałe części izolacji uzwojeń posiadają własności materiałowe izotropowe. Przeprowadzone obliczenia elementarnych wycinków uzwojeń pokazały, że ich struktura jest silnie anizotropowa. Przykładowo, dla uzwojenia GN zastępcze stałe materiałowe w cylindrycznym układzie współrzędnych oraz wynoszą: moduły Younga $E_r=E_\alpha=1,1 \cdot 10^5$ MPa, $E_z=7,4 \cdot 10^2$ MPa, a moduły ścinania są

równe $G_{\alpha\alpha}=4,4 \cdot 10^4$ MPa, $G_{\alpha z}=G_{rz}=4,6 \cdot 10^2$ MPa. Schemat modelu elementów skończonych strefy uzwojeń zamieszczono na rysunku 4. Do budowy modelu wykorzystano elementy bryłowe za wyjątkiem klinów osiowych, które modelowano za pomocą elementów powłokowych.

Postać odkształceń uzwojeń wymuszonych siłami elektromagnetycznymi zależy nie tylko od wektorowego rozkładu sił lecz również od struktury podparcia uzwojeń. W dalszej analizie przyjęto, że podatność na osiowo symetryczne odkształcenia dla rdzenia transformatora jest wielokrotnie mniejsza od strefy uzwojeń. Pozwala to na wprowadzenie jednorodnych warunków brzegowych wewnątrz strefy uzwojeń, które pokazano na rysunku 5.



Rys.5. Model numeryczny strefy uzwojeń transformatora - siatka elementów skończonych 3D wraz z układem warunków brzegowych

Wyniki obliczeń

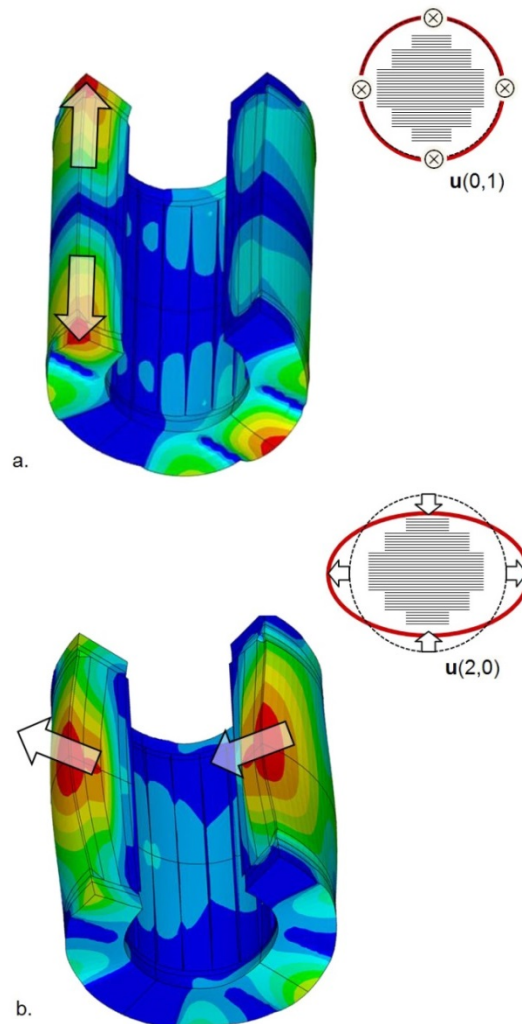
Wyznaczono widmo drgań własnych w przedziale częstotliwości 0-400 Hz. Kształt postaci dla najniższych dwu częstotliwości pokazano na rysunku 6. Postacie te różnią się zasadniczo – pierwsza z nich, o częstotliwości 174 Hz, zawiera prawie wyłącznie osiowe składowe przemieszczeń u posiadające znaczną składową stałą w przestrzeni wzdłuż obwodu uzwojeń ($m=0$) oraz składową pierwszego rzędu ($n=1$) wzdłuż wysokości uzwojenia – mamy tu do czynienia z pełną falą stojącą. Natomiast druga, o częstotliwości 206 Hz, ma charakter drgań radialnych o eliptycznym kształcie w płaszczyźnie $0r\alpha$ ($m=2$). Wzdłuż wysokości uzwojeń obserwujemy jednokierunkowy profil odkształceń ($n=0$). Nierównomierność warunków podparcia wzdłuż obwodu uzwojeń wnosi dodatkowe zaburzenia kształtu drgań własnych w obydwu postaciach.

W postaciach drgań własnych o wyższych częstotliwościach dominują drgania radialne o rosnącej liczbie falowej n . Należy zwrócić uwagę, że we wszystkich postaciach drgań mamy do czynienia z łącznymi deformacjami wszystkich uzwojeń, przy czym największe wartości przemieszczeń występują zawsze w uzwojeniu zewnętrznym, najbardziej oddalonym od powierzchni podparcia.

Warunkiem wystąpienia rezonansowego wzmocnienia drgań wymuszonych jest jednocześnie spełnienie dwu warunków:

- częstość sił wymuszających drgania ω jest bliska częstości drgań własnych ω_k ;
- postać sił wymuszających drgania $\{F\}$ jest bliska postaci drgań własnych $\{\psi_k\}$.

Wektory sił i postaci drgań własnych są dane w postaci odpowiednio uporządkowanych ciągów wartości pola wszystkich ich składowych wyznaczonych dla wybranej siatki podziałowej strefy uzwojeń.



Rys.6. Postacie drgań własnych strefy uzwojeń transformatora
a. o częstotliwości 174 Hz, ($m=0, n=1$)
b. o częstotliwości 206 Hz, ($m=2, n=0$)

Warunki te zapisać można za pomocą zależności definiującej modalny współczynnik wzmocnienia rezonansowego γ_k

$$(2) \quad \gamma_k = \frac{|\{\psi_k\}^T \{F\}|}{\|\psi_k\| \|F\|} \frac{\omega_k^2}{\sqrt{(\omega_k^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta^2 \omega_k^2 \omega^2}}$$

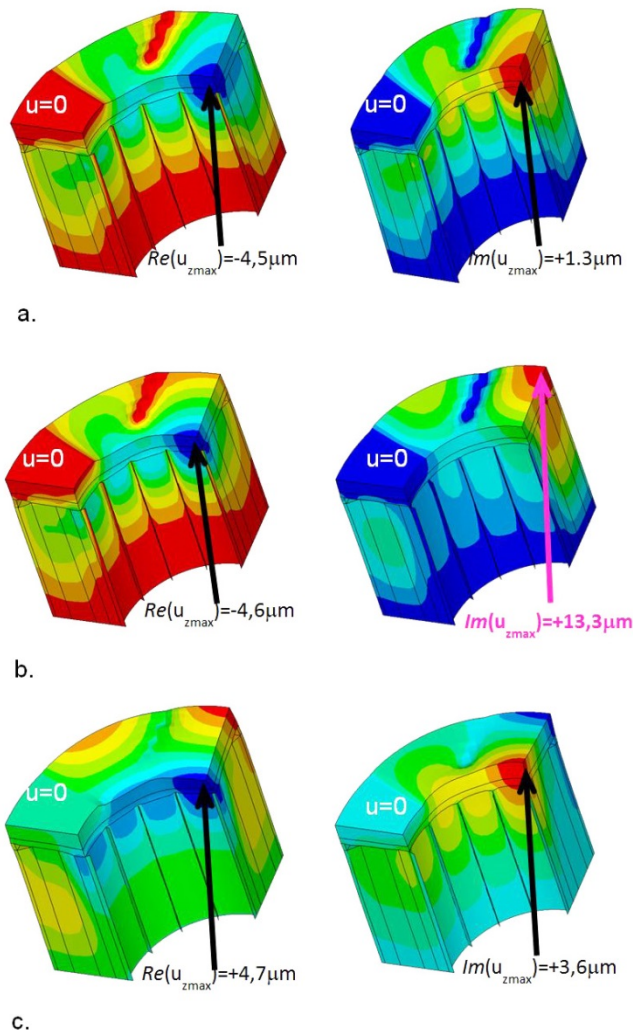
Współczynnik ten jest złożeniem współczynnika korelacji oraz współczynnika wzmocnienia rezonansowego układu o jednym stopniu swobody i tłumieniu ζ . Dynamiczna amplituda drgań u_k może być oszacowana jako

$$(3) \quad u_k \cong u_0(1 + \gamma_k)$$

gdzie przez u_0 oznaczono statyczną amplitudę przemieszczeń. Rozkład sił Lorentza ma w przybliżeniu postać $F(0,1)$. Obliczony współczynnik γ_2 jest bliski zeru a $\gamma_1=0,8/2\zeta$. Statyczne amplitudy przemieszczeń w uzwojeniach (wartości w μm) wynoszą: dla składowej osiowej $u_{zGN}=-1,8$, $u_{zDN}=-4,3$, dla składowej radialnej $u_{rGN}=+0,4$, $u_{rDN}=-0,5$. Przedstawione wyżej zależności mają charakter przybliżony, dokładne obliczenia wymagają rozwiązania zadania drgań wymuszonych dla pełnego modelu.

Przykładowe wyniki obliczeń drgań wymuszonych

składową osiową sił o zmiennej częstotliwości i rozkładzie przestrzennym pokazanym na rysunku 3b zamieszczono poniżej. Chwilowe rozkłady pola przemieszczeń osiowych dla składowych *Realis* (w fazie z siłą wymuszającą) oraz *Imaginalis* przedstawiono w konwencji, w której ta sama mapa barwna o zmienności od niebieskiego przez zielony, żółty do czerwonego, unormowana wartością maksymalną dla danej chwili, opisuje 1/8 obszaru strefy uzwojeń o dodatniej współrzędnej z w układzie jak na rysunku 5. W konsekwencji wartości zero przypisany może być różny kolor w zależności od znaku przemieszczeń w poszczególnych punktach, co każdorazowo zaznaczono na wykresach.



Rys. 7. Postacie składowej osiowej drgań wymuszonych strefy uzwojeń
a. o częstotliwości 42 Hz
b. o częstotliwości 168 Hz, o częstotliwości 252 Hz

Analizując uzyskane wyniki zauważamy, że składowa *Realis* jest praktycznie niezmienna co do kształtu pola i osiąga wartości maksymalne w pobliżu miejsca gdzie występują największe siły, czyli w okolicy podparcia uzwojenia DN. Wartości amplitud są zbliżone do występujących tam odkształceń statycznych ($4,3 \mu m$). Jedyną istotną różnicą jest zmiana znaku największych co do modułu wartości z ujemnego – czyli tak jak siły, rys.7a, na dodatni, rys.7.c. Oznacza to (zmiana fazy o 180°) przekroczenie przez wymuszenie częstotliwości rezonansowej dla postaci najbliższej kształtem, który obserwujemy na rysunku 7b dla chwili *Imaginalis*. Widzimy, że jest on identyczny jak postać drgań własnych o częstotliwości 174 Hz – amplituda przemieszczeń znajduje się na podparciu zewnętrznej warstwy uzwojeń. Biorąc pod

uwagę częstotliwość wymuszenia równą 168 Hz obserwujemy znaczne rezonansowe wzmocnienie drgań o około 5 dB.

Pewnego komentarza wymaga kwestia przenoszenia drgań osiowych uzwojeń na powierzchnię kadzi transformatora. Załóżmy, że w wyniku działania ściskających sił Lorentza zmniejsza się objętość izolacji pomiędzy zwojami i cewkami uzwojeń o wartość δV . Przyjmując, że olej transformatorowy jest płynem nieściśliwym, to pod wpływem ciśnienia atmosferycznego działającego na ściany kadzi olej na zewnątrz strefy uzwojeń jest zasysany poprzez kanały olejowe do wnętrza uzwojeń. Jednocześnie ściany kadzi ulegają ugięciu w takt działających sił kompensując tę zmianę objętości.

Autor składa serdeczne podziękowania dla ABB Łódź za dostarczenie danych konstrukcyjnych transformatora niezbędnych do przeprowadzenia przedstawionych obliczeń.

Artykuł jest po-konferencyjną wersją referatu zaprezentowanego na XI Konferencji Naukowo-Technicznej Transformatory Energetyczne i Specjalne, która odbyła się w Kazimierzu Dolnym w dniach 5-7.10.2016r. organizowanej przez ZREW Transformatory S.A., Politechnikę Łódzką i Instytut Energetyki.

Autor: prof. dr hab. inż. Paweł Witczak, Politechnika Łódzka, Instytut Mechatroniki i Systemów Informatycznych, ul. Stefanowskiego 18, 90-924 Łódź, E-mail: pwitczak@p.lodz.pl.

LITERATURA

- [1] G.Reyne, H. Magnin, G.Berliat, C.Clerc, A Supervisor for the Successive 3D Computations of Magnetic, Mechanical and Acoustic Quantities in Power Oil Inductors and Transformers, *in Magnetics, IEEE Transactions on*, vol. 30, no. 5, September 1994, pp.3292-3295
- [2] M. Rausch, M. Kaltenbacher, H. Landes, R. Lerch, Combination of Finite and Boundary Element Methods in Investigation and Prediction of Load-Controlled Noise of Power Transformers, *Journal of Sound and Vibration* (2000), Vol. 250, Issue 2, February 2002, pp. 323–338
- [3] Y. Kim, J. Shim, W. Park, S. Kim, D. Hyun, and D. Lee, Structure-vibration Analysis of a Power Transformer (154kV/60MVA/Single Phase), *International Journal of Electrical Power and Energy Systems Engineering* 2:4 2009, pp.249-253
- [4] L. Carver, From spreadsheets to multiphysics applications, ABB continues to power up the transformer industry, *COMSOL News*, 2016, pp.4-8
- [5] M. Ertl, H. Landes, Investigation of load noise generation of large power transformer by means of coupled 3D FEM analysis, *COMPEL*, Vol.26, No.3, 2007, pp.788-799
- [6] H. Pfützner, G. Shilyashki, E. Mulasalihovic, Modern transformer cores - 3-dimensional magnetic systems of underestimated complexity, *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, vol. 48, no. 2,3, pp. 143-151, 2015
- [7] K. Majer, *Analysis of Vibration and Noise in Converter Transformers*, Lodz University of Technology, ZN 1178, 2013
- [8] L. Lukic, M. Djapic, D. Lukic, A. Petrovic, Aspects of design of power transformers for noise reduction, *Int. Conf. Noise and Vibration*, Nis, 2012, pp. 255–262
- [9] N. Uchiyama,, S. Saito, M. Kashiwakwa, A. Takizawa, H.Morooka, Y. Itoh, Y.Hori, Axial Vibration Analysis of Transformer Windings with Hysteresis of Stress-and-Strain Characteristic of Insulating Materials, *Power Engineering Society Summer Meeting, 2000. IEEE*
- [10] T. Prevost, D.J.Woodcock, Ch.Krause, The Effects on Winding Clamping Pressure Due to Changes in Moisture, Temperature and Insulation Age, 67 Annual International Conf. of Doble Clients, Boston, March 2000.
- [11] P. Witczak, K. Majer, The influence of magnetic anisotropy on magnetostriction forces and vibration in three-phase three-limb transformers, *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, vol. 51, no. 4, pp. 419-429, 2016