Współpraca transformatora trójfazowego z obciążeniem nieliniowym

Cooperation of a three-phase transformer with non-linear load

Mateusz Daniluk[a], Tomasz Drabek[b,*], Tomasz Lerch[b,*]

[a] *Dyplomant AGH Akademia Górniczo-Hutnicza, al. Mickiewicza 30, 30-059 Kraków, Polska*
[b] *AGH Akademia Górniczo-Hutnicza, al. Mickiewicza 30, 30-059 Kraków, Polska*

Article history:
Received 3 November 2018
Received in revised form
19 December 2018
Accepted 20 December 2018
Available online 20 December 2018

Streszczenie
W artykule przedstawiono podstawy teoretyczne i wyprowadzenie wyrażenia pochodzącego z normy amerykańskiej, stosowanego do określenia termicznie dopuszczalnej obciążalności prądowej trójfazowych transformatorów suchych, w sytuacji obciążenia ich odbiorami nieliniowymi. Przedstawiono wyniki weryfikacji pomiarowej tego wyrażenia, przy różnych kształtach prądów obciążających badane transformatory suche. Wyniki badań potwierdziły poprawność wyrażenia dla transformatorów współcześnie produkowanych.

Słowa kluczowe: transformator suchy, obciążenie nieliniowe, współczynnik *K*, obciążalność

Wstęp

W ciągu ostatniego 20-lecia latach nastąpiło w Polsce wyraźne zwiększenie ilości i mocy zainstalowanych nieliniowych odbiorów energii elektrycznej, przede wszystkim energoelektronicznych, zarówno u odbiorców komunalnych, jak i przemysłowych. Obecnie w polskim systemie elektroenergetycznym można wyróżnić 5 głównych grup urządzeń, które mają charakter odbiorów nieliniowych:

– energoelektroniczne układy napędowe – prądu przemiennego (z przemiennikami częstotliwości i urządzeniami *soft-start*) i prądu stałego (z prostownikami diodowymi i sterowanymi),
– energooszczędne źródła światła – lampy wyładowcze rtęciowe i sodowe oraz lampy *LED*,
– zasilacze elektroniczne, elektroniczne regulatory napięcia i urządzenia *UPS*,
– piece łukowe,
– urządzenia spawalnicze.

Niesinusoidalne prądy nieliniowych odbiorników energii elektrycznej powodują w sieci spadki napięć o kształcie również niesinusoidalnym, co prowadzi do odkształceń napięcia dostarczanego do odbiorców. Spadki te następują przede wszystkim na indukcyjnościach podłużnych sieci, a więc głównie w transformatorach sieciowych – na ich indukcyjnościach zwarcia (rozproszeń uzwojeń). Jako spadki na indukcyjnościach, zależą nie od prądów wyższych częstotliwości jako takich, lecz od ich pochodnych po czasie, a więc mogą być nieproporcjonalnie duże w stosunku do ich wartości skutecznych. Niesinusoidalne prądy płynące przez transformatory są również źródłem dodatkowych strat mocy w transformatorach, przez co ulega obniżeniu ich termicznie dopuszczalna obciążalność długotrwała.

Celem publikacji jest przedstawienie wyników weryfikacji pomiarowej wyrażenia (16), opisującego krzywą podaną w [1], stosowaną do określenia dopuszczalnej termicznie obciążalności prądowej długotrwałej transformatorów suchych przy prądach obciążenia odkształconych od sinusoidy. W ramach pomiarów weryfikacyjnych przeprowadzono pomiary dwóch transformatorach trójfazowych suchych, dla odkształconych prądów obciążeniowych, przy sinusoidalnych i niesinusoidalnych symetrycznych napięciach zasilających.

Straty mocy w transformatorach

Straty mocy w transformatorze można podzielić na 2 grupy: straty jałowe (biegu jałowego), występujące praktycznie wyłącznie w rdzeniu transformatora, i straty obciążeniowe, występujące w uzwojeniach transformatora i elementach metalowych jego konstrukcji mechanicznej (belkach jarzmowych, elementach kadzi transformatora olejowego, ekranach magnetycznych):

$$\Delta P_T = \Delta P_j + \Delta P_{obc} \tag{1}$$

gdzie: ΔP_T – całkowite straty mocy w transformatorze, ΔP_j – straty mocy jałowe, ΔP_{obc} – straty mocy obciążeniowe.

*Corresponding author: drabek@agh.edu.pl, lerch@agh.edu.pl

W pracy [2] podano następującą zależność strat jałowych w transformatorze od wartości skutecznych poszczególnych harmonicznych niesinusoidalnego napięcia zasilającego i ich częstotliwości:

$$\Delta P_j = \Delta P_{j1} \cdot \sum_{h=1}^{h\max} \frac{U_h^2}{U_1^2} \cdot \frac{1}{h^{0,6}} \quad (2)$$

gdzie: h – numer harmonicznej napięcia, ΔP_{jl} – straty mocy jałowe dla sinusoidalnego napięcia zasilającego o wartości skutecznej U_l i częstotliwości f_l (h = 1), U_h – wartość skuteczna harmonicznej „h" napięcia zasilającego.

Norma [3] proponuje uzależnienie strat wiroprądowych w rdzeniu od kwadratu wartości skutecznej napięcia odkształconego, pozostawiając stałą wartość strat histerezowych:

$$\Delta P_{jh} = \Delta P_{FehN} + \Delta P_{FewN} \cdot \frac{U^2}{U_N^2} \quad (3)$$

gdzie: ΔP_{jh} – całkowite straty jałowe transformatora, ΔP_{FehN} – histerezowe straty mocy w rdzeniu, przy zasilaniu transformatora napięciem znamionowym (sinusoidalnym), o wartości skutecznej U_N, ΔP_{FewN} – wiroprądowe straty mocy w rdzeniu, przy zasilaniu transformatora j.w., U – wartość skuteczna napięcia zasilającego niesinusoidalnego, $U = \sqrt{\sum_{h=1}^{h\max} U_h^2}$.

Przyjęcie stałych strat histerezowych musi budzić obiekcje, wynikające z ogólnie znanej liniowej zależności tych strat od częstotliwości, a kwadratowej od wartości skutecznej napięcia sinusoidalnego. Jednakże wyniki obliczeń wykonanych wg (2) i przedstawionych w artykule [4] dla rzeczywistych przypadków pracy transformatorów zasilających przekształtniki energoelektroniczne wykazały, że wzrost strat jałowych transformatora zasilonego napięciem odkształconym jest w praktyce bardzo ograniczony. Dodatkowo, podwyższone straty jałowe wydzielają się w dużej objętości i masie rdzenia, przez co ich wpływ na temperaturę uzwojeń transformatora – krytyczną dla jego obciążalności termicznej – jest pomijalnie mały. Analogiczne są wyniki badań przedstawionych w [5, 6]. Podobnie widzi ten problem norma [1], stwierdzając, że obecność wyższych harmonicznych w napięciu zasilającym transformator praktycznie nie zwiększa temperatury uzwojenia. Na tych podstawach powszechnie przyjmuje się, że przyrost temperatury uzwojeń transformatora przy jego pracy na odbiory nieliniowe jest spowodowany wyłącznie obecnością wyższych częstotliwości w prądach uzwojeń. Należy jednak pamiętać, że odkształcone napięcie również przyczynia się do odkształcenia prądów transformatora, a więc pośrednio ma wpływ na straty obciążeniowe.

Na straty obciążeniowe składają się straty podstawowe ΔP_{Cup}, związane z rezystancją stałoprądową uzwojeń, i tzw. straty dodatkowe. Straty dodatkowe można podzielić na:

– straty dodatkowe w uzwojeniach ΔP_{Cud}, związane z efektem naskórkowości i efektem zbliżeniowym, występującymi w uzwojeniach [7]; często są określane jako „straty wiroprądowe w uzwojeniach", z uwagi na genezę tych efektów,
– straty dodatkowe ΔP_{Fed}, związane z występowanie prądów wirowych w rdzeniu i przede wszystkim w metalowych elementach konstrukcyjnych transformatora, wzniecanych przez strumienie rozproszeń uzwojeń, zamykające się przez rdzeń i te elementy.

Na tej podstawie straty obciążeniowe można przedstawić jako sumę:

$$\Delta P_{obc} = \Delta P_{Cup} + \Delta P_d = \Delta P_{Cup} + \Delta P_{Cud} + \Delta P_{Fed} \quad (4)$$

Poszczególne rodzaje strat obciążeniowych można opisać następującymi wyrażeniami [8]:

$$\Delta P_{Cup} = R_{=} \cdot I^2 \quad (5)$$

$$\Delta P_{Cud} = \Delta P_{CudN} \cdot \sum_{h=1}^{h=h\max} \left(\frac{I_h}{I_N}\right)^2 \cdot h^2 = \Delta P_{CudN} \cdot K_{Cud} \quad (6)$$

$$\Delta P_{Fed} = \Delta P_{FedN} \cdot \sum_{h=1}^{h=h\max} \left(\frac{I_h}{I_N}\right)^2 \cdot h = \Delta P_{FedN} \cdot K_{Fed} \quad (7)$$

gdzie: $R_{=}$ – stałoprądowa rezystancja zwarcia transformatora, obliczona na podstawie stałoprądowych pomiarów rezystancji uzwojeń, typowo wg wzoru: $R_{=} = R_1 + R_2 \cdot \vartheta^2$ w sytuacji sprowadzenia prądów transformatora na jego stronę „1"; wówczas wartość I to wartość skuteczna prądu strony „1" transformatora, wyznaczona definicyjnie, a więc z uwzględnieniem wyższych harmonicznych prądu:

$$I = \sqrt{\frac{1}{T}\int_t^{t+T} i(\tau)^2 d\tau} = \sqrt{\sum_{h=1}^{h\max} I_h^2},$$

ϑ – przekładania zwojowa transformatora, I_h – wartość skuteczna harmonicznej prądu o numerze h, h_{max} – numer najwyższej harmonicznej uwzględnianej w obliczeniach (wg polskich przepisów h_{max} = 40), I_N – wartość skuteczna sinusoidalnego prądu znamionowego transformatora, ΔP_{CudN} – znamionowa wartość dodatkowych strat mocy w uzwojeniach, ΔP_{FedN} – znamionowa wartość dodatkowych strat mocy od strumieni rozproszeń uzwojeń.

W przypadku jednostki trójfazowej wartość stałoprądowej rezystancji zwarciowej $R_{=}$ musi zostać pomnożona przez liczbę faz (dla skojarzenia obu stron transformatora w gwiazdę). Jednakże w artykule, podobnie jak w literaturze (np. [9]), obliczenia prowadzone są w układzie jednofazowym. W literaturze (np. [10]) w wyrażeniu (7) wartość h podawana jest również w innej potędze niż 1, często wynoszącej 0,8 ($h^{0,8}$ zamiast h). Należy zaznaczyć, że wyrażenia (6) i (7) dotyczą strat dodatkowych dla dowolnych częstotliwości, a nie tylko częstotliwości harmonicznych. Dla częstotliwości innych niż całkowite krotności częstotliwości podstawowej, za wartość h należy wstawić stosunek danej częstotliwości do częstotliwości podstawowej, tj. tej, dla której wyznaczono wartości ΔP_{CudN} i ΔP_{FedN}.

Metody wyznaczenia obciążalności transformatora prądami niesinusoidalnymi

Nie istnieją wiarygodne metody pomiarowe [11], które pozwalałaby na pomiarowe wyznaczenie samych strat związanych z efektem naskórkowości i zbliżeniowym (a więc wydzielających się w uzwojeniach) lub samych strat od strumieni rozproszeń (wydzielających się na zewnątrz uzwojeń). Można natomiast określić dla danej częstotliwości sumę tych strat, wyznaczając pomiarowo (typowo w ramach próby zwarcia transformatora) całkowite straty obciążeniowe i odejmując od nich obliczone straty stałoprądowe w uzwojeniach (straty podstawowe), na podstawie równania (4):

$$\Delta P_{Cud} + \Delta P_{Fed} = \Delta P_{obc} - \Delta P_{Cup} \tag{8}$$

W transformatorach suchych można założyć [5], że całość strat dodatkowych to straty występujące w uzwojeniach, z uwagi na brak kadzi, w której elementach głównie wydzielają się straty ΔP_{Fed}. Wówczas, na podstawie równania (8), można zapisać:

$$\Delta P_{Cud} = \Delta P_{obc} - \Delta P_{Cup} \tag{9}$$

Przyjmując straty zwarcia pomiarowego transformatora za równe stratom obciążeniowym w stanie znamionowym można zapisać:

$$\Delta P_{CudN} = P_{kN} - R_{=} \cdot I_N^2 \tag{10}$$

gdzie: P_{kN} – moc pobierana przez transformator w stanie zwarcia pomiarowego, przy jego zasileniu definicyjnym napięciem zwarcia (a więc przy sinusoidalnych prądach po obu stronach transformatora, o znamionowych wartościach skutecznych i częstotliwościach).

Do wyznaczenia wartości I_{dop} w praktyce inżynierskiej stosuje się współczynnik opracowany w USA przez *IEEE* wspólnie z *Underwriters Laboratories*, przedstawiony w normie [1]. Współczynnik ten określony jest jako „współczynnik K" (*K-factor*) i zdefiniowany jako:

$$K = \sum_{h=1}^{h=h\,\max} \left(\frac{I_h}{I}\right)^2 \cdot h^2 \tag{11}$$

Oryginalnie podano $h_{max} = 34$. Współczynnik ten przyjmuje zawsze wartości $K \geq 1$ ($K = 1$ dla prądu sinusoidalnego). Wartość współczynnika K charakteryzuje odbiór nieliniowy, bez bezpośredniego odniesienia do transformatora zasilającego. W USA, znając wartość K dla odbiorów mających obciążać dany transformator, można nabyć transformator o deklarowanej wartości K_N, tj. przeznaczony do pracy z niesinusoidalnymi prądami obciążenia o współczynniku K mniejszym lub równym K_N. Wartości K_N transformatorów są znormalizowane w szeregu: 4, 9, 13, 20, 30, 40, 50. Zalecane wartości współczynnika K_N transformatorów zasilających określone grupy odbiorów nieliniowych podano w Tabeli 1.

Na podstawie równania (9) można dla transformatora obciążonego prądami odkształconymi zapisać równanie, określające dopuszczalny poziom strat mocy, a więc dopuszczalną wartość skuteczną prądu odkształconego I_{dop}:

$$\Delta P_{Cup} + K_{Cud} \cdot \Delta P_{CudN} = \Delta P_{CupN} + \Delta P_{CudN} \tag{12}$$

Wprowadzając do (12) współczynnik K uzyskuje się:

$$R_{=} \cdot I_{dop}^2 + K \cdot \frac{I_{dop}^2}{I_N^2} \cdot \Delta P_{CudN} = \Delta P_{CupN} + \Delta P_{CudN} \tag{13}$$

Stąd można uzyskać wyrażenie na termicznie dopuszczalną wartość skuteczną prądu odkształconego:

$$I_{dop} = \sqrt{\frac{\Delta P_{CupN} + \Delta P_{CudN}}{R_{=} + K \cdot \dfrac{\Delta P_{CudN}}{I_N^2}}} \tag{14}$$

Porządkując wyrażenie (14) otrzymuje się:

$$I_{dop} = \sqrt{\frac{\Delta P_{CupN} + \Delta P_{CudN}}{\Delta P_{CupN} + K \cdot \Delta P_{CudN}} \cdot I_N^2} \tag{15}$$

Po wydzieleniu licznika i mianownika wyrażenia pod pierwiastkiem przez wartość ΔP_{CupN} i obustronnym wydzieleniu równania przez I_N uzyskuje się przedstawiony w [9, 12] wzór:

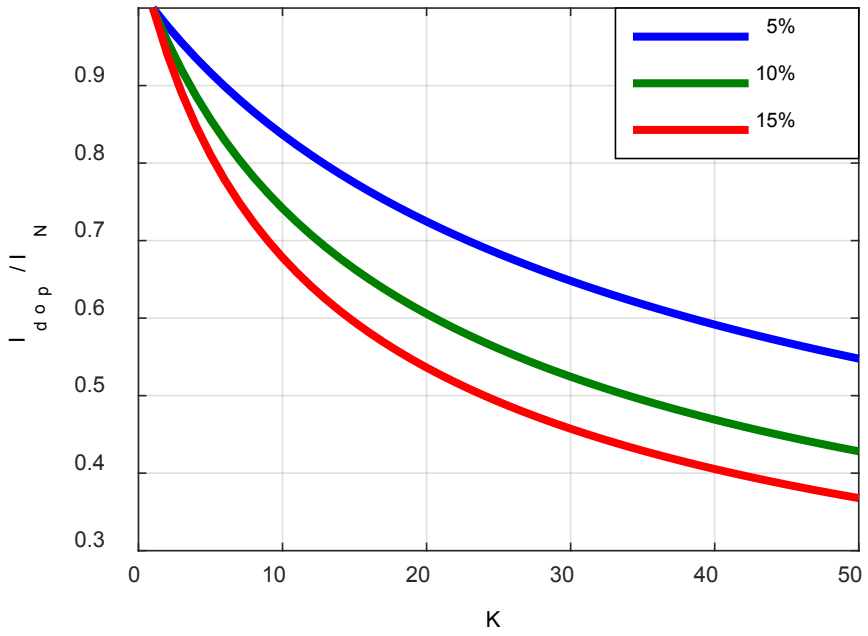
Tabela 1. Zalecane wartości współczynnika K_N, w zależności od rodzaju zasilanych odbiorów

Rodzaj odbiorów nieliniowych	K_N
Lampy wyładowcze	4
UPS z filtrami wejściowymi	4
Spawarki	4
Urządzenia do grzania indukcyjnego	4
Sterowniki *PLC* i półprzewodnikowe elementy sterowania (inne niż energoelektroniczne układy napędowe)	4
Urządzenie telekomunikacyjne (np. centrale *PBX*)	13
UPS bez filtrów wejściowych	13
Sieci publiczne (komunalne – np. w szkołach, szpitalach)	13
Sieci przemysłowe zasilające (tylko) pomocniczy sprzęt elektroniczny	13
Komputery w dużej ilości i serwerownie	20
Energoelektroniczne układy napędowe	20
Sieci publiczne o znaczeniu krytycznym dla ratowania ludzkiego zdrowia i życia (np. sale operacyjne w szpitalach)	20

$$\frac{I_{dop}}{I_N} = \sqrt{\frac{1+\frac{\Delta P_{CudN}}{\Delta P_{CupN}}}{1+K\cdot\frac{\Delta P_{CudN}}{\Delta P_{CupN}}}} \qquad (16)$$

Przebieg stosunku I_{dop}/I_N w funkcji wartości K, dla różnych wartości stosunku $\Delta P_{CudN}/\Delta P_{CupN}$, przedstawia Rysunek 1.

Producent transformatora o określonej wartości współczynnika K_N podaje jako jego prąd znamionowy wartość $I_{dop} = I_{dopN}$. Użytkownik takiego transformatora, obciążając go prądem odkształconym o współczynniku K, różnym od wartości znamionowej K_N, może obliczyć dopuszczalną termicznie wartość skuteczną prądu transformatora wg wyrażenia (17). Powstało ono przez obustronne wydzielenie dwóch wyrażeń zapisanych wg (16): dla $K = K_N$ ($I_{dop} = I_{dopN}$) i $K \neq K_N$ ($I_{dop} = I_{dopobc}$).



Rysunek 1. Zależność dopuszczalnego termicznie prądu transformatora od współczynnika K prądów odbioru, dla $\Delta P_{CudN}/\Delta P_{CupN}$ = 5, 10, 15%.

$$\frac{I_{dopobc}}{I_{dopN}} = \sqrt{\frac{1+K_N \cdot \frac{\Delta P_{CudN}}{\Delta P_{CupN}}}{1+K \cdot \frac{\Delta P_{CudN}}{\Delta P_{CupN}}}} \quad (17)$$

gdzie: I_{dopN} – wartość prądu znamionowego transformatora o współczynniku K_N, czyli dopuszczalna termicznie wartość skuteczna prądu odkształconego o współczynniku K_N, I_{dopobc} – dopuszczalna termicznie wartość skuteczna prądu odkształconego o współczynniku $K \neq K_N$.

Pomiary weryfikacyjne

Pierwszą serię pomiarów przeprowadzono dla transformatora suchego typu ET3SL-10, produkcji Elhand Lublin, o danych znamionowych i katalogowych podanych w Tabeli 2. Transformator jest obecnie produkowany.

zwarcia przy prądzie znamionowym (92,6°C). Tą ostatnią osiągnięto po 3 godzinach nagrzewania transformatora w ramach próby i uznano za ustaloną, gdy w odstępach czasu 10-minutowych nie zmieniała się więcej niż o 0,2. Pomiar temperatury najgorętszego miejsca uzwojenia (wewnątrz uzwojenia fazy *B* strony zasilonej, umieszczonej na środkowej kolumnie trójkolumnowego rdzenia transformatora) był realizowany za pomocą czujnika oporowego Pt100. Tak zmierzoną temperaturę umownie uznano za znamionową temperaturę uzwojeń. Wszystkie pomiary odbywały się w zamkniętym laboratorium z nieruchomym powietrzem, przy temperaturze otoczenia 22°C.

Rezystancje poszczególnych uzwojeń obu stron transformatora mierzono w układzie pomiaru rezystancji metodą techniczną prądu stałego, z dokładnym pomiarem napięcia, przy prądzie stałym o wartości ok. 30% I_N danej strony transformatora. Uzyskane wartości rezystancji średnich przestawiono w Tabeli 3. Różnice wartości rezystancji poszczególnych faz danej strony transformatora nie przekraczały 0,5%, przy obydwu temperaturach.

Tabela 2. Dane znamionowe i katalogowe transformatora ET3SL-10

Typ	ET3SL-10	Częstotliwość [Hz]	50
Numer fabryczny	07685	Grupa połączeń	Yy0
Rok produkcji	2010	Sprawność [%]	94,42
Napięcie strony 1 [V]	400	Klasa izolacji	T40H
Napięcie strony 2 [V]	110	Rezystancja izolacji [GΩ]	461
Prąd strony 1 [A]	14.4	Napięcie zwarcia [%]	4,72
Prąd strony 2 [A]	52,5	Straty jałowe [W]	131
Moc pozorna [kVA]	10	Straty obciążeniowe [W]	460

Tabela 3. Wyniki pomiarów rezystancji stałoprądowej uzwojeń transformatora ET3SL-10

Średnia rezystancja R_1 uzwojeń strony 1 dla temperatury uzwojeń 22°C [Ω]	0,272
Średnia rezystancja R_2 uzwojeń strony 2 dla temperatury uzwojeń 22°C [Ω]	0,020
Średnia rezystancja R_1 uzwojeń strony 1 dla maksymalnej temperatury uzwojeń 92,6°C [Ω]	0,338
Średnia rezystancja R_2 uzwojeń strony 2 dla maksymalnej temperatury uzwojeń 92,6°C [Ω]	0,026

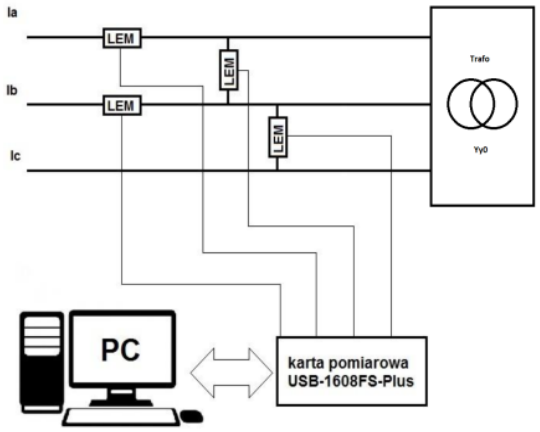
Wyznaczenie znamionowych strat podstawowych transformatora

Do wyznaczenia znamionowych strat podstawowych ΔP_{CupN} wg (5) niezbędne było wyznaczenie rezystancji stałoprądowych poszczególnych uzwojeń transformatora. Mierzono je dla dwóch temperatur: otoczenia (22°C) oraz dla ustalonej temperatury najgorętszego miejsca uzwojenia, jaką osiągnięto podczas próby

Znamionowe straty podstawowe ΔP_{CupN} obliczono wg (5), uzyskując wartości oraz , w ujęciu trójfazowym. Do dalszych obliczeń przyjęto wartość znamionowych strat podstawowych transformatora dla temperatury uznanej za znamionową temperaturę uzwojeń 92,6°C, czyli ΔP_{CupN} = 414,3W.

Wyznaczenie znamionowych strat dodatkowych transformatora

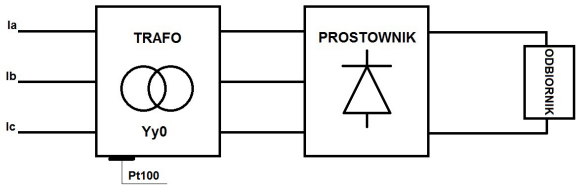
Celem wyznaczenie znamionowych strat dodatkowych wykonano próbę zwarcia transformatora, przy zasilaniu napięciem trójfazowym sinusoidalnym, symetrycznym, w układzie trójprzewodowym i przy znamionowej wartości prądów transformatora. Pomiar mocy zwarcia przeprowadzono przy ustalonej temperaturze uzwojeń 92,6°C, w układzie pomiarowym przedstawionym na Rysunku 2. Przebiegi napięć i prądów były rejestrowane w środowisku MATLAB-Simulink. Rejestracja przebiegów napięć i prądów trwała 10 sekund, przy częstotliwości próbkowania przebiegów 10 kHz/kanał. Na podstawie zarejestrowanych przebiegów moc czynną wyznaczono obliczeniowo *post factum*, na podstawie definicji mocy czynnej. W układzie pomiarowym wykorzystano halotronowe przekładniki prądowe i napięciowe typu LEM. Uzyskano wartość mocy zwarcia P_{kN} = 445,7 W (w ujęciu trójfazowym), co pozwoliło wyznaczyć wartość znamionowych strat dodatkowych przy znamionowej temperaturze uzwojeń 92,6°C: $\Delta P_{CudN} = P_{kN} - \Delta P_{CupN}$ = 31,37 W (w ujęciu trójfazowym). Stosunek znamionowych strat dodatkowych do podstawowych wynosi 7,6%, co jest wartością typową dla współczesnych transformatorów suchych fabrycznie nieprzeznaczonych do zasilania odbiorów nieliniowych, czyli o K_N = 1.



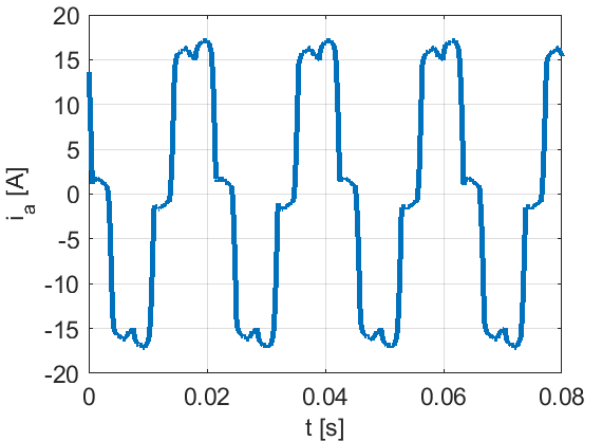
Rysunek 2. Schemat układu pomiarowego do pomiaru i rejestracji prądów i napięć strony zasilonej transformatora

Obciążenie prądem niesinusoidalnym – pierwsza seria pomiarów

Zasilony napięciem znamionowym transformator obciążono odbiorem prostownikowym rezystancyjnym, wg schematu przedstawionego na Rysunku 3. Rysunek 4 przedstawia przebieg czasowy prądu jednej fazy strony 1 transformatora (zasilonej). Współczynnik THD prądu wynosił 25%.



Rysunek 3. Schemat układu obciążenia transformatora w pierwszej serii pomiarów



Rysunek 4. Przebieg czasowy prądu fazy A strony 1 transformatora w pierwszej serii pomiarów

Ustaloną temperaturę uzwojeń 92,6°C, równą temperaturze przyjętej jako znamionowa temperatura uzwojeń, uzyskano przy prądzie strony 1 o wartości skutecznej 13,7 A. Dopuszczalny prąd wg wyrażenia (16) wynosi 13,15 A. Wartość współczynnika K wynosiła K = 3,84.

Drugą i trzecią serię pomiarów przeprowadzono dla trójfazowego, trójkolumnowego transformatora suchego o danych znamionowych podanych w Tabeli 4. Transformator jest starszego typu i obecnie nie jest produkowany. Producentem była niemiecka wytwórnia TAM (*Transformatoren und Apparate Fabrik Paul Metz*).

Tabela 4. Dane znamionowe drugiego transformatora

Typ	D1100
Rok produkcji	ok. 1950
Napięcie strony 1 [V]	380
Napięcie strony 2 [V]	240
Prąd strony 1 [A]	11,4
Prąd strony 2 [A]	18,1
Moc pozorna [kVA]	7,5
Częstotliwość [Hz]	50
Grupa połączeń	Yy0

Wyznaczenie znamionowych strat podstawowych drugiego transformatora

Wyniki pomiarów rezystancji fazowych transformatora 2, wykonanych analogicznie jak dla transformatora 1, zebrano Tabeli 5.

skać dowolne przebiegi czasowe napięć zasilających. Dzięki temu można było zadać kształt przebiegów czasowych prądów transformatora o wysokim stopniu odkształcenia od sinusoidy (*THD* = 52%) – Rysunek 5. Ustaloną temperaturę uzwojeń 76°C, równą temperaturze przyjętej jako znamionowa, uzyskano przy

Tabela 5. Wyniki pomiarów rezystancji stałoprądowej uzwojeń drugiego transformatora

Średnia rezystancja R_1 uzwojeń strony 1 dla temperatury uzwojeń 22°C [Ω]	0,213
Średnia rezystancja R_2 uzwojeń strony 2 dla temperatury uzwojeń 22°C [Ω]	0,0995
Średnia rezystancja R_1 uzwojeń strony 1 dla maksymalnej temperatury uzwojeń 76°C [Ω]	0,2375
Średnia rezystancja R_2 uzwojeń strony 2 dla maksymalnej temperatury uzwojeń 76°C [Ω]	0,112

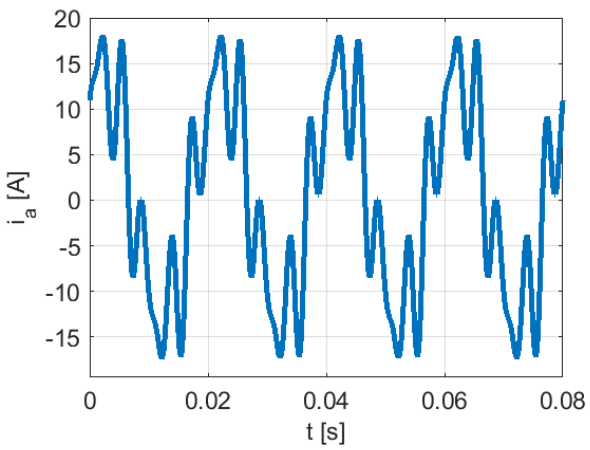
Znamionowe straty podstawowe ΔP_{CupN} obliczono wg (5), uzyskując wartości oraz , w ujęciu trójfazowym. Do dalszych obliczeń przyjęto wartość znamionowych strat podstawowych transformatora dla temperatury uznanej za znamionową temperaturę uzwojeń, tj. 76°C, czyli ΔP_{CupN} = 202W.

Wyznaczenie znamionowych strat dodatkowych drugiego transformatora

Znamionowe straty dodatkowe wyznaczono w sposób analogiczny, jak dla transformatora pierwszego, tj. z próby zwarcia przy prądzie znamionowym, z wykorzystaniem układu pomiarowego z Rysunku 2. Uzyskano wartość mocy zwarcia P_{kN} = 247,3 W (w ujęciu trójfazowym), co pozwoliło wyznaczyć wartość znamionowych strat dodatkowych przy znamionowej temperaturze uzwojeń 76°C: $\Delta P_{CudN} = P_{kN} - \Delta P_{CupN}$ = 45,3 W (w ujęciu trójfazowym). Stosunek znamionowych strat dodatkowych do podstawowych wynosi 22,4%, co jest wartością typową dla starszych transformatorów suchych.

Obciążenie prądem niesinusoidalnym – druga seria pomiarów

Zwarty transformator zasilono z programowalnego, napięciowego źródła zasilania CHROMA 61512, pozwalającego uzy-



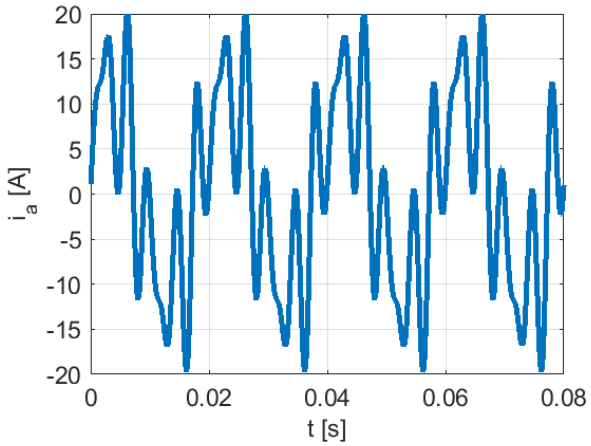
Rysunek 5. Przebieg czasowy prądu fazy A strony 1 transformatora w drugiej serii pomiarów

prądzie strony 1 o wartości skutecznej 10,7 A. Dopuszczalny prąd wg wyrażenia (16) wynosi 7,72 A, przy wartości K = 7,43.

Obciążenie prądem niesinusoidalnym – trzecia seria pomiarów

Zwarty transformator zasilono z programowalnego, napięciowego źródła zasilania CHROMA 61512, uzyskując prądy strony 1 o przebiegu czasowym przedstawionym na Rysunku 6 (*THD* = 82%).

Ustaloną temperaturę uzwojeń 76°C, równą temperaturze przyjętej jako znamionowa temperatura uzwojeń, uzyskano przy prądzie strony 1 o wartości skutecznej 10,2 A. Dopuszczalny prąd wg wyrażenia (16) wynosi 6,22 A, przy wartości K = 13,84.



Rysunek 6. Przebieg czasowy prądu fazy A strony 1 transformatora w trzeciej serii pomiarów

Wyniki i dyskusja

Weryfikacja pomiarowa wyrażenia (16), stosowanego do określenia dopuszczalnej termicznie obciążalności prądowej transformatorów suchych przy prądach obciążenia odkształconych od sinusoidy, wypadła pomyślnie dla transformatora współcześnie produkowanego. W przypadku transformatora zdecydo-

wanie starszego, uzyskane wg (16) wartości prądów termicznie dopuszczalnych są zdecydowanie zaniżone. Prawdopodobnie pośrednią przyczyną tego stanu rzeczy jest ogólne przewymiarowanie transformatora (przy mocy znamionowej 7,5 kVA ma on rdzeń większy i o większym przekroju poprzecznym kolumn, niż transformator 10 kVA), a także mniej zwarte wykonanie uzwojeń fazowych. Teza o wydzielaniu się całości strat dodatkowych transformatorów suchych bezpośrednio w uzwojeniach i ich kwadratowej zależności od częstotliwości prądów potwierdza się więc dla transformatorów współczesnych, mimo dużej rozbieżności w stosunku do wzorów dotyczących wzrostu rezystancji przewodu z prądem wraz ze wzrostem jego częstotliwości, skutkiem efektu naskórkowości [13]. Prawdopodobnie w transformatorze starszym efekt zbliżeniowy oraz wzajemne nagrzewanie się zwojów uzwojenia transformatora występują w znacznie mniejszym stopniu, co stanowiłoby bezpośrednią przyczyną niezgodności wyników pomiarów z wyrażeniem (16).

Literatura

1. IEEE STANDARD C57.110-2008, *IEEE Recommended Practice for Establishing Liquid-Filled and Dry-Type Power and Distribution Transformer Capability When Supplying Nonsinusoidal Load Currents*, 2008.
2. Carpinelli G, Caramaa P, Di Vito E, Losi A, Verde P, Probabilistic Evaluation of the Economical Damage due to Harmonic Losses in Industrial Energy System, IEEE Transactions on Power Delivery, 1996; 11:1021–1031.
3. IEEE STANDARD C27.1920.
4. Rak J, Gała M, Jagieła K, Kępiński M, Analiza obciążenia i strat w transformatorach przekształtnikowych układów napędowych, Zeszyty Problemowe – Maszyny Elektryczne, Nr 89/2011.
5. Jayasinghe NR, Lucas JR, Perera KBIM, Power System Harmonic Effects on Distribution Transformer and New Design considerations for K Factor transformers, IEEE Sri Lanka Annual Sessions, September 2003.
6. Fuchs EF, Yildrim D, Mack Grady W, Measurement of eddy current loss coefficient pec-r, derating of single-phase transformers and comparison with k-factor approach, IEEE Transaction on Power Delivery, 2000; 15(1):148–154.
7. Kazimierczuk MK, High-frequency magnetic components, A John Wiley and Sons Ltd., 2009
8. Gupta A, Singh R, Computation of Transformer Losses under the Effects of non-sinusoidal Currents, Advanced Computing: An International Journal (ACIJ), 2011; 2(6), 91–104.
9. Kuśmierek A, Współczynnik obciążenia transformatora zasilającego odbiorniki nieliniowe i jego pomiar, Przegląd Elektrotechniczny, 2004; 6:636–638.
10. Yazdani-Asrami M, Mirzaie M, Akmal AS, Gholamian SA, Life Estimation of Distribution Transformers Under Non-Linear Loads Using Calculated Loss by 2D-FEM, J. Electrical Systems, 2011; 701:12–24.
11. Desmet J, Delaere G, Lemcko L, Harmoniczne. Dopuszczalna obciążalność i dobór transformatorów do pracy z prądem odkształconym, Jakość zasilania – poradnik, listopad 2005.
12. Hanzelka Z, Jakość dostawy energii elektrycznej. Zaburzenia wartości skutecznej napięcia, Wydawnictwa AGH, Kraków 2015.
13. Bolkowski S, Teoria obwodów elektrycznych, WNT 2012.

Abstract

The paper presents the theoretical basics and the derivation of the American standard expression used to determine the thermally permissible current of three-phase dry transformers with nonlinear loads. The results of the measurement verification of this expression are presented, with different shapes of loading currents of the dry transformers under test. The results of the tests confirmed the correctness of the expression for contemporary transformers only.

Key words: dry transformer, nonlinear load, K-factor, nonlinear current load