Prof. dr inż. Władysław Kołek Zakład Maszyn Elektrycznych

Określenie dopuszczalnej asymetrii obciążenia turbogeneratora na podstawie pomiarów

Streszczenie: Rozpatruje się schemat zastępczy turbogeneratora dla składowej przeciwbieżnej pola wirującego i na tej podstawie określa się straty i nagrzanie przy obciążeniu niesymetrycznym turbogeneratora. Z warunku jednakowej średniej temperatury uzwojenia wirnika wyprowadza się równanie określające dopuszczalne wartości prądu w zależności od wielkości niesymetrii. Dla typowej niesymetrii 1 stopnia, jaka występuje przy obciążeniu piecem łukowym, konstruuje się wykres określający dopuszczalną asymetrię w różnych warunkach obciążenia. Konstrukcja wykresu i sposób posługiwania się nim są zilustrowane na przykładzie pomiarów generatora 34,6 MVA.

1. Wstęp

Problem określenia granicy dopuszczalnego obciążenia turbogeneratora bywa wśród energetyków zazwyczaj sprowadzany do określenia (drogą pomiarów czy przeliczeń) nagrzania turbogeneratora w warunkach trójfazowego symetrycznego obciążenia i do wyznaczenia na tej podstawie takiego obciążenia, przy którym – w określonych warunkach chłodzenia - nagrzanie żadnej części maszyny nie przekracza wartości dopuszczalnych. Nagrzania w warunkach asymetrii obciążenia nie badano dotychczas w Polsce i sprawe te w przepisach eksploatacyjnych załatwia się w krótkiej drodze, nakazujac unikanie asymetrii obciążenia. W warunkach eksploatacyjnych niektórych przemysłów - np. przy pracy turbogeneratora na obciążeniu piecami łukowymi dużej mocy - występująca asymetria obciążenia zmusza do określenia prawa obciążalności generatora według innych kryteriów niż daty znamionowe podane na tabliczce znamionowej generatora. Problem asymetrycznego obciążenia generatorów synchronicznych poruszano w literaturze zagranicznej w ostatnich latach. Szczególnie w ZSRR, w ostatnim dziesięcioleciu, wiele uwagi poświęcono pomiarom niesymetrycznego obciażenia turbogeneratorów i hydrogeneratorów.

2. Analiza przebiegów niesymetrycznych w turbogeneratorze

Turbogenerator uzwojony jest symetrycznie, co oznacza, że przy biegu jałowym napięcie wszystkich trzech jego faz przedstawia symetryczną

gwiazdę promieni. Obciążenie symetryczne trójfazowe, czyli obciążenie trzema jednakowymi impedancjami daje w uzwojeniu stojana symetryczny przepływ prądu. W ten sposób SMM-ne zarówno wirnika jak i stojana są kołowe (mają stałą w czasie wartość i szybkość kątową). Analiza przebiegu prądów i napięć w takich warunkach sprowadza się do rozpatrzenia prądów i napięć w jednej fazie. Rysunek 1 przedstawia



Rys. 1. Wykres promieniowy turbogeneratora przy obciążeniu symetrycznym:

- X_s reaktancja rozproszenia,
- X_d reaktancja synchroniczna (przyjmuje się równe wartości dla osi podłużnej i poprzecznej),
- E napięcie szczelinowe,
- E_0 napięcie rotora,
- U napięcie na zaciskach (przy pominięciu spadku napięcia na oporze czynnym),
- φ kąt przesunięcia fazowego,
- h kat mocy.

wykres promieniowy turbogeneratora przy obciążeniu symetrycznym z oznaczeniem parametrów stosowanym w niniejszej pracy.

W obwodach elektrycznych wirnika obracającego się ze stałą szybkością (równą szybkości kątowej SMM-nej stojana) napięcie nie indukuje się i prąd indukowany nie płynie.

Jeśli turbogenerator zostaje obciążony niesymetrycznie, tj. jeśli pracuje na trzy nierówne impedancje zewnętrzne, wówczas w uzwojeniu stojania płynie prąd trójfazowy niesymetryczny. SMM-na stojana nie jest już kołową (lecz eliptyczną), zatem w stosunku do obwodów elektrycznych wirnika obracającego się ze stałą szybkością nie posiada stałego położenia i stałej wartości. Uzwojenie wzbudzenia zamknięte przez obwód wzbudnicy, uzwojenie tłumiące oraz masywny korpus wirnika stanowią względem SMM-nej stojana trzy obwody wtórne, zwarte. W obwodach tych indukują się więc prądy stosownie do częstotliwości i amplitudy składowej zmiennej SMM-nej stojana względem wirnika.

Najwygodniejszym sposobem analizy

eliptycznego pola reakcji stojana jest przedstawienie tego pola jako wyniku nakładania się dwóch pól kołowych wirujących z jednakową szybkością w przeciwnych kierunkach (rys. 2).

Wartości składowych lewoskrętnej i prawoskrętnej reakcji stojana uzyskuje się na podstawie analizy trójfazowego prądu niesymetrycznego metodą składowych symetrycznych. Składowa prądu współbieżna (lewoskrętna) daje pole wirujące synchroniczne, pozostające w spoczynku względem obwodów wirnika, nie indukujące zatem w nich żadnego prądu. Składowa prądu przeciwbieżna (prawoskrętna) daje pole wirujące z tą samą synchroniczną szybkością w przeciwnym kierunku, mające zatem podwójną szybkość synchroniczną względem wirnika i indukujące w zwartych obwodach wirnika prąd o podwójnej częstotliwości.

Dla określenia pradów indukowanych w obwodach wirnika można rozpatrywać turbogenerator na modelu maszyny asynchronicznej pracującej przy poślizgu 200%, przy czym wirnik tej maszyny posiada 3 zwarte uzwojenia (korpus rotora, uzwojenie tłumiące i uzwojenie wzbudzenia). Jest to wiec model transformatora pradowego (zwartego po stronie wtórnej) o impedancji zwarcia $Z_2 = R_2 +$ $+ j X_2$, zwanej w dalszym ciągu impedancja turbogeneratora dla składowej przeciwbieżnej (składowej odwrotnej kolejności faz).



Rys. 2. SMM-na oddziaływania stojana przy niesymetrycznym obciążeniu: Θ_d — amperozwoje reakcji stojana, Θ_{d1} — składowa lewoskrętna (współbieżna), Θ_{d2} — składowa prawoskrętna (przeciwbieżna).

Składowa rzeczywista R_2 (oporność) tej impedancji jak również składowa urojona X_2 (reaktancja) ma wartość, jaka wynika z szeregowego dodawania się impedancji pierwotnej (stojana) do impedancji wtórnej (wirnika będącego równoległym układem trzech obwodów zwartych). Przy określeniu oporności czynnej poszczególnych obwodów wirnika należy uwzględnić wpływ. częstotliwości na oporność czynną (szczególnie w obwodzie tłumionym i obwodzie żelaza) i do obliczenia R_2 przyjmować wartości odpowiadające częstotliwości 100 okr/sek.

Rysunek 3 przedstawia schemat modelowy obwodów elektrycznych w turbogeneratorze dla pola przeciwbieżnego (rys. 3 a) oraz schematy zastępcze dla tego modelu (rys. 3 b, c, d): szeregowo-równoległy układ czterech impedancji (stojana, żelaza wirnika, uzwojenia tłumiącego i uzwojenia wzbudzenia) na rysunku 3 b, szeregowy układ impedancji stojana oraz zastępczej impedancji całego wirnika na rysunku 3 c, oraz impedancję zastępczą turbogeneratora dla składowej przeciwbieżnej na rysunku 3 d.

Ze względu na niesymetrię osiową przewodności magnetycznej dla strumieni magnetycznych w turbogeneratorze rozróżnia się wartości reaktancji dla osi podłużnej (osi wzbudzenia) oraz poprzecznej elektrycznie prostopadłej do osi wzbudzenia. Przeważający wpływ masywu stalowego wirnika sprawia, że różnice przewodności magnetycznych w osi podłużnej i poprzecznej uzwojenia wzbudzenia i uzwojenia tłumiącego można tu pominąć przy przyjmowaniu średnich wartości.

3. Straty i nagrzanie przy obciążeniu niesymetrycznym

Przy przejściu z obciążenia symetrycznego do niesymetrycznego zmieniają się w sposób zasadniczy straty w turbogeneratorze, co też decydująco wpływa na warunki nagrzewania się poszczególnych części maszyny.

Przy obciążeniu symetrycznym na bilans strat nagrzewających maszynę składają się: straty w żelazie stojana, straty oporowe stojana w miedzi łącznie ze stratami dodatkowymi, straty wentylacyjne, straty w miedzi



Rys. 3. Schemat zastępczy turbogeneratora dla składowej przeciwbieżnej:

 X_{2st} – reaktancja uzwojenia stojana,

 R_{2st} — oporność czynna uzwojenia stojana, X_{z} — reaktancja masywnego wirnika sprowadzona na stronę stojana,

R₂ — oporność czynna masywnego wirnika sprowadzona na stronę stojana,

 X_D — reaktancja uzwojenia tłumiącego sprowadzona na stronę stojana,

 $R_{_D} \ - \$ oporność czynna uzwojenia tłumiącego sprowadzona na stronę stojana,

 X_m — reaktancja uzwojenia wzbudzenia sprowadzona na stronę stojana,

 R_m — oporność czynna wzbudzenia sprowadzona na stronę stojana,

 X'_{2w}, R'_{2w} — reaktancja i oporność czynna (zastępcza) obwodów wirnika sprowadzona na stronę stojana.

(Uwaga: Jako reaktancje X_{2sl} , $X_{\dot{z}}$, X_{b} , X_{m} można praktycznie uważać reaktancje rozproszenia odnośnych uzwojeń).

wirnika, straty dodatkowe wirnika. Nie popełnimy wielkiego błędu, jeśli — przyjmując, że 80÷90% wszystkich strat nagrzewających maszynę zostaje odprowadzone z maszyny przez obieg powietrza chłodzącego założymy, że grzanie i chłodzenie stojana i wirnika przebiegają od siebie niezależnie, tj., że w szczelinie — zazwyczaj ok. 20 mm i więcej — nie odbywa się wymiana ciepła między wirnikiem a stojanem. Przyjmujemy więc, że przy obciążeniu symetrycznym nagrzanie uzwojenia wzbudzenia (średni przyrost temperatury ponad temperaturę otaczającego wirnik powietrza chłodzącego) jest proporcjonalne do sumy strat:

1) w miedzi uzwojenia wzbudzenia (ΔP_{Cuw1}),

2) tarcia powietrza o wirnik (ΔP_t) ,

3) dodatkowych w wirniku wywołanych strumieniem przy biegu jałowym (ΔP_d).

Pierwszą z powyższych pozycji łatwo obliczyć

$$\int P_{Cu\ w1} = I^{2}_{w} \cdot R_{m} = \Delta P_{Cu\ wN} \cdot \left(\frac{I_{w}}{I_{wN}}\right)^{2} \qquad (1)$$

gdzie

Iw — prąd wzbudzenia przy obciążeniu symetrycznym,

 I_{wN} — prąd wzbudzenia przy obciążeniu znamionowym,

 R_m — oporność uzwojenia wirnika.

Dwie następne pozycje stanowią łącznie kilkadziesiąt % strat wzbudzenia przy obciążeniu znamionowym.

Obciążenie niesymetryczne stwarza zupełnie inne warunki dla strat i nagrzania maszyny. Zmiany strat i nagrzania stojana nie są tak znaczne jak w wirniku, dlatego też celowe będzie w dalszym ciągu ograniczenie rozważań do wirnika. Na straty w wirniku przy obciążeniu niesymetrycznym składają się:

a) straty w miedzi uzwojenia wzbudzenia,

b) straty oporowe w obwodzie tłumienia (ΔP_D),

c) straty w żelazie wirnika od pola wirującego odwrotnej kolejności (ΔP_z),

d) straty na tarcie powietrza o wirnik,

e) straty dodatkowe wywołane strumieniem przy biegu jałowym.

ad a) W uzwojeniu wzbudzenia płynie prąd stały z nałożonym na niego prądem indukowanym o podwójnej częstotliwości. Ponieważ reaktancja uzwojenia wzbudzenia — ze względu na położenie geometryczne względem pozostałych zwartych obwodów wirnika — jest znacznie większa od reaktancji prętów tłumiących i masywu wirnika, prąd zmienny w uzwojeniu wzbudzenia, nawet przy dużej asymetrii obciążenia, jest stosunkowo tak mały, że powiększenie skutecznej wartości prądu wzbudzenia przy obliczaniu strat cieplnych w uzwojeniu wzbudzenia może być pominięte.

ad b) W prętach tłumiących, których obwód zamyka się w pierścieniach łączących pod kapami po obu stronach wirnika poza zasięgiem strumienia głównego, indukują się prądy o podwójnej częstotliwości. Położenie geometryczne względem uzwojenia wzbudzenia oraz żelaza wirnika przemawia za tym, że prąd ten (ściślej: przepływ) jest większy od prądu podwójnej częstotliwości w obwodzie wzbudzenia, mniejszy jednak od prądu w żelazie wirnika, które działa ekranująco na pręty tłumiące [3]. Równocześnie ta okoliczność, że masa (objętość) uzwojenia tłumiącego jest zazwyczaj znacznie mniejsza niż uzwojenia wzbudzenia, a czasem i przewodność elektryczna niższa (mosiądz) sprawia, iż trzeba się liczyć ze znaczną ilością ciepła wydzielającego się w obwodzie prętów tłumiących.

ad c) Analogicznie jak w obwodach poprzednich indukuje się w stalowym cylindrze wirnika prąd o podwójnej częstotliwości. Wymiary i geometryczne położenie wskazują na dominującą rolę tego obwodu pośród trzech zwartych obwodów wirnika. Stal wirnika bierze na siebie największą część przepływu wirnika. Przy niskiej przewodności stali (ok. 8-krotnie niższej od przewodności miedzi) należy się więc liczyć z dużą ilością ciepła wydzielającego się w cylindrze wirnika.

ad d) Straty tarcia powietrza o wirnik nie są związane z niesymetrią obciążenia.

ad e) Można przyjąć straty dodatkowe wywołane strumieniem jako niezależne od niesymetrii obciążenia.

Z dotychczasowych rozważań wynika, że w odniesieniu do strat w wirniku można zastosować zasadę superpozycji, tj. przyjąć, że przy obciążeniu niesymetrycznym straty w wirniku są sumą strat występujących dla składowych zgodnej i przeciwnej kolejności faz:

$$\Delta P_w = \Delta P_{w1} + \Delta P_{w2} \tag{2}$$

$$\Delta P_{w1} = \Delta P_{Cu \ w1} + \Delta P_t + \Delta P_d \tag{2a}$$

$$\Delta P_{w2} = \Delta P_D + \Delta P_{z} + \Delta P_{Cu v \sigma 2} = 3 I_2^2 R_{2v}$$
(2 b)

Wartość strat spowodowanych prądem przeciwnej kolejności faz zależna w kwadracie od wartości składowej tego prądu, może być w różny sposób określona dla badanej maszyny. Ponieważ straty te nagrzewają dodatkowo wirnik, jest celowe określić je w stosunku do strat wzbudzenia przy symetrycznym obciążeniu.

Można wyrazić te straty, podając stosunek oporności czynnej wirnika¹ przy składowej przeciwnej kolejności faz — R_{2w} do oporności

¹ Pod całością wirnika rozumiemy oporność zastępczą wszystkich zwartych obwodów sprowadzonych do jednego obwodu zastępczego.

czynnej uzwojenia wzbudzenia przeliczonej dla prądu stojana zgodnej kolejności faz — R_{1w} :

$$\frac{R_{2u}}{R_{1u}} = k_2 \tag{3}$$

Ze względu na to, że wartość oporności zastępczej obwodu można określać jedynie na podstawie pomiaru mocy i prądu w obwodzie stojana w stanie zwarcia symetrycznego, oporność czynna uzwojenia wzbudzenia dla składowej zgodnej kolejności faz musi być w tym wypadku sprowadzona na stronę stojana z uwzględnieniem przekładni prądowej, tj. musi być wyznaczona z pomiaru mocy wzbudzenia przy zwarciu odniesionej do prądu zwarcia w stojanie.

Można też straty te przeliczyć na wartość składowej I_2 w obwodzie stojana i odnieść do strat wzbudzenia (w miedzi) występujących w warunkach symetrycznego znamionowego obciążenia maszyny prądem I_N :

$$\frac{\Delta P'_{w2}}{\Delta P_{Cu w1}} = \frac{3 I_N \cdot R_{2w}}{\Delta P_{Cu wN}} = p_2 \qquad (4)$$

gdzie

I_N — prąd znamionowy stojana,

- ΔP_{w^2} straty w wirniku od składowej przeciwbieżnej odpowiadające znamionowej wartości prądu w stojanie (przeliczone na $I_2 = I_N$),
- ΔP_{CuwN} moc wzbudzenia w warunkach symetrycznego znamionowego obciążenia turbogeneratora.

W wypadku pierwszym (określenie k_2) straty w wirniku przy niesymetrycznym obciążeniu, pochodzące od składowej obciążenia przeciwnej kolejności faz obliczać będziemy:

$$\Delta P_{w2} = \Delta P_{Cu \ wk} \cdot \left(\frac{I_2}{I_N}\right)^2 \cdot k_2 \tag{5}$$

przy czym $\Delta P_{Cu \ wk}$ oznacza moc wzbudzenia przy zwarciu symetrycznym i znamionowym prądzie stojana (J_N).

W przypadku drugim (określenie *p*₂) straty w wirniku przy niesymetrycznym obciążeniu pochodzące od składowej prądu odwrotnej kolejności faz obliczać będziemy

$$\Delta P_{w2} = \Delta P_{Cu \ wN} \cdot \left(\frac{I_2}{I_N}\right)^2 p_2 \tag{6}$$

Zwiększone straty przy zaistnieniu niesymetrii obciążenia powodują podwyższenie temperatur przede wszystkim tych części wirnika, w których te dodatkowe straty występują, a więc przede wszystkim w kapach, w zewnętrznych warstwach wirnika, tj. w zębach, klinach i prętach tłumiących. Zmienia się więc rozkład temperatury w wirniku, miejsca najwyższych temperatur będą w klinach i pod kapami w sąsiedztwie połączeń czołowych. Decydująca dla termicznej wytrzymałości uzwojenia wirnika temperatura warstw izolacji uzwojenia podwyższy się nie tyle z powodu wzrostu strat w miedzi uzwojenia (który jest znikomy) ile przede wszystkim z powodu wzrostu temperatury żelaza otaczającego izolację.

4. Obciążalność turbogeneratora przy niesymetrii obciążenia (1. stopnia)

Pomijamy problem zniekształconego obrazu izoterm w wirniku i związanego z tym położenia miejsc najgorętszych. Jeśli zaś przyjmiemy za decydujący dla termicznej wytrzymałości izolacji wirnika, zwiększony wskutek niesymetrii obciążenia średni przyrost temperatury uzwojenia, to zadaniem naszym będzie na podstawie dokonanych pomiarów obliczyć, o ile przy założonej niesymetrii obciążenia winno być zmniejszone obciążenie turbogeneratora, aby średni przyrost temperatury uzwojenia wirnika pozostał w granicach dopuszczalnych a więc nie zmieniony w stosunku do obciążenia znamionowego (symetrycznego). Zadanie sprowadza się w takim wypadku do obliczenia składowej zgodnej kolejności I_1 prądu obciążenia stojana przy założonej asymetrii $\frac{I_2}{I_1}$ tak, aby suma strat nagrzewających izolację pozostała niezmienioną:

$$P_{w1} + a \varDelta P_{w2} = \varDelta P_{wN}$$
 (7)

gdzie

1 PwN	straty w wirniku	przy	obciążeniu	znamionowym	(syme-
the fact 1 (trycznym),				

 ΔPw_1 — straty w wirniku przy obciążeniu symetrycznym odpowiednio do składowej I_1 ,

 ΔPw_2 — dodatkowe występujące straty w wirniku do składowej I_2 , α — współczynnik wskazujący, jaka część ze strat ΔP_{w2} wpływa na nagrzewanie izolacji uzwojenia.

Po wstawieniu wartości z wzorów (1), (2 a) oraz (6) równanie (7) przekształca się do postaci:

$$\left(\frac{I_w}{I_{wN}}\right)^2 + a \cdot p_2 \cdot \left(\frac{I_2}{I_N}\right)^2 = 1$$
(8)

Równanie (8) wraz z wynikającą z charakterystyki regulacji zależnością

$$\frac{I_w}{I_{wN}} = f\left(\frac{I_1}{I_N}\right) \tag{9}$$

pozwala na określenie dopuszczalnej niesymetrii przy różnych prądach I_1 począwszy od I_N aż do zera.

Oznaczając przez *n* stopień niesymetrii pierwszego stopnia według ogólnie przyjętej definicji

$$a = \frac{I_2}{I_1} \tag{10}$$

możemy na podstawie równania (8) określić dopuszczalne wartości składowych I_1 oraz I_2 w zależności od stopnia niesymetrii:

$$\frac{I_2}{I_N} = \frac{I_1}{I_N} \cdot n = \sqrt{\frac{1}{\alpha \cdot P_2}} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{I_w}{I_{wN}}\right)^2}$$
(11)

Wartości prądu w poszczególnych fazach będą wynikiem nakładania się obydwu składowych I_1 oraz I_2 i zależeć będą od charakteru niesymetrii.

Dla turbogeneratora obciążonego (za pośrednictwem transformatora) piecem łukowym występują dość często warunki niesymetrii, w których jedna z faz obciążona jest prądem większym, dwie pozostałe fazy nato-



Rys. 4. Składowe symetryczne przy jednakowym obciążeniu dwóch faz

miast prądem mniejszym o jednakowej wartości skutecznej. Przy tego rodzaju niesymetrii (rys. 4) składowe symetryczne I_1 i I_2 są ze sobą w fazie:

$$I_A = I_1 + I_2$$
 (12)

$$I_B = I_1 a^2 + I_2 a$$
 (12 a)

$$\bar{I}_c = I_1 a + I_2 a^2$$
 (12 b)

Dla obliczenia wartości skutecznych prądów $I_B = I_C$ możemy obrócić prądy I_B o kąt 120° oraz I_C o kąt 240°:

$$\bar{I}_B \ a = I_1 + I_2 \hat{a}^2 \tag{12 a}$$

$$I_C \ \hat{a}^2 = I_1 + I_2 \hat{a} \tag{12'b}$$

Tak wiec wartości skuteczne prądu w poszczególnych fazach przy tego rodzaju niesymetrii i przy założeniu $I_2 = I_1 \cdot n$ będziemy obliczać:

$$I_A = I_1 (1+n),$$
 (13)

$$I_B = I_C = I_1 \cdot \sqrt{(1 + na)(1 + na)},$$

$$I_B = I_C = I_1 \cdot \sqrt{1 - n(1 - n)}$$
(13 a)

$$I_B = I_C = I_1 \cdot \vee I - n \ (I - n) \tag{13}$$

lub też po wyrażeniu I_1 przez I_A :

$$I_B = I_C = I_A \cdot \frac{\sqrt{1 - n(1 - n)}}{1 + n}$$
(14)

Wynika stąd wskazówka, jak w takim wypadku niesymetrii można ze wskazań amperomierzy obliczyć poszczególne składowe oraz stopień niesymetrii. Należy w tym celu podzielić stronami równania (13 a) i (13) i nastepnie rozwiązać je względem n:

$$n = \frac{\sqrt{3} - \sqrt{4} \cdot m^2 - 1}{\sqrt{3} + \sqrt{4} \cdot m^2 - 1}$$
(15)

gdzie m oznacza stosunek wskazań amperomierzy

$$m = \frac{I_B}{I_A} = \frac{I_C}{I_A}$$

przy czym $\frac{1}{2} < m < 1$ zgodnie z założonym rodzajem niesymetrii.

Przy niesymetrii pierwszego stopnia (a więc w układach 3-fazowych trójprzewodowych), jaka zachodzi przy pracy turbogeneratorów obciążonych piecami łukowymi za pośrednictwem transformatorów (często jednofazowych), można uważać ten rodzaj asymetrii za decydujący dla określenia obciążalności turbogeneratora.

5. Pomiary

Z wyprowadzonych poprzednio wzorów (9) i (10) wynika, że dla wyznaczenia obciążalności turbogeneratora w warunkach niesymetrii obciążenia (1. stopnia) należy przeprowadzić pomiary, na podstawie których można będzie wykreślić charakterystykę regulacji (równanie 9) oraz współczynniki a i p2 do równania (11). Dla przykładu przytacza się wyniki pomiarów dokonanych na turbogeneratorze BBC o datach znamionowych: 34,6 MVA, $\cos \varphi_N = 0.7$, 6.3 kV, 3200 A, 3000 obr/min. Z uwagi na to, że nie było możliwości dokonania pomiarów sprawdzających daty znamionowe, tj. pomiarów przy obciążeniu 100% w warunkach pełnej symetrii, przyjęto powyższe daty znamionowe turbogeneratora jako aktualne. Inne parametry maszyny zostały pomierzone wobec braku szczegółowej dokumentacji generatora.

W y n i k i p o m i a r ó w:
Oporność uzwojenia wzbudzenia zmierzona prądem stałym w temp. 15° C 0,397 Ω

115° C 0,555 Ω

Oporność uzwojenia (fazy) stojana zmierzona prądem stałym w temp. 15° C 0,00147 Ω

75° C 0,00182 Ω
Oporność uzwojenia (fazy) stojana dla prądu zmiennego (z uwzględnieniem strat dodatkowych)

w stanie nagrzania 0,004 Ω .

Reaktancja rozproszenia

 $X_s = 0,11 \ (0,123 \ \Omega).$

Charakterystykę biegu jałowego oraz zwarcia symetrycznego przedstawia rysunek 5.



Rys. 5. Charakterystyka generatora 34,6 MVA, 3000 ob/min, 24,2 MW

Na podstawie zdjętych charakterystyk:

Reaktancja synchroniczna nasycona $X_{d \text{ nas}} = 1,98$, Reaktancja synchroniczna nienasycona (początkowa) $X_d = 2,17$, Reaktancja Potier przy napięciu znamionowym $X_p = 0,20$. Władysław Kołek

Prąd wzbudzenia biegu jałowego (przy napięciu znamionowym) $I_{\rm wzbj} = 131 \; A,$

Prąd wzbudzenia przy obciążeniu znamionowym

$$I_{wN} = 370 A = I_{wzbj}$$

Prąd zwarcia symetrycznego przy wzbudzeniu biegu jałowego

$$k_{ko} = 1620 \ A_{ko}$$

Reaktancja podprzejściowa $X''_{d} = X''_{e} = 0,13 (0,146 \Omega/f).$

Impedancja odwrotnej kolejności faz z pomiaru przy wirującym rotorze ze znamionową szybkością i zasilaniu statora prądem 3-fazowym odwrotnej kolejności:

> impedancja $Z_2 = 0,158 \ \Omega/fazę$ reaktancja $X_2 = 0,157 \ \Omega/fazę$ oporność czynna $R_2 = 0,0232 \ \Omega/fazę$

6. Obliczenia i konstrukcja wykresu dopuszczalnej asymetrii

Na podstawie pomiaru napięcia, prądu i mocy przy zasilaniu stojana prądem odwrotnej kolejności przy wirującym rotorze z szybkością znamionową wyznaczamy oporność wirnika (sprowadzoną na stronę stojana) dla składowej przeciwbieżnej ze związku

$$R_2 = R_{st} + \frac{R'_{2w}}{r}$$
(16)

gdzie

Rst — oporność stojana (dla prądu zmiennego),

s — poślizg,

przy czym całkowitą oporność R₂ wyliczamy z pomiaru mocy i prądu:

$$P = 3 I^2 R_2$$
 (17)

W danym wypadku poślizg wynosi 200% (s = 2), otrzymamy więc

$$R'_{2w} = (R_2 - R_{st}) \cdot s = (0,0232 - 0,004) \cdot 2 = 0,038 \Omega/faze.$$

Stosunek strat w wirniku przy prądzie znamionowym odwrotnej kolejności strat w wirniku przy obciążeniu znamionowym symetrycznym obliczymy wzorem (4):

$$p_2 = \frac{3 \cdot 3200^2 \cdot 0.038}{370^2 \cdot 0.555} = 15.4.$$

Na podstawie zdjętych charakterystyk biegu jałowego zwarcia symetrycznego oraz zmierzonych reaktancji skonstruowano charakterystykę regulacji $I_w = f(I)$ przy $U = U_N \cos \varphi_N$ (rys. 6).

W dalszym ciągu wyznaczymy obciążalność turbogeneratora przy niesymetrycznym obciążeniu dla przyjętego za podstawę poprzednio opisanego rodzaju niesymetrii obciążenia.

Dopuszczalna asymetria obciążenia turbogeneratora





Posługując się wzorem (11) wykreślamy:



Rys. 7. Wykres dopuszczalnej asymetrii obciążenia turbogeneratora 34,6 MVA

Wartość współczynnika α we wzorze (11) przyjęto równą 0,6 w oparciu o dane Syromiatnikowa [2] ponieważ warunki pomiarowe nie pozwalały na dokładne określenie tego współczynnika dla badanej maszyny.

59

Dla przyjętego typu asymetrii określamy, na podstawie obliczonych poprzednio prądów zgodnej i przeciwnej kolejności, prądy w poszczególnych fazach:

przy czym skuteczne wartości I_B i I_C są sobie równe i mniejsze od wartości prądów I_A, wystarczy więc wyliczać (czy wyznaczać wykreślnie) skuteczne wartości:

$$I_A = I_1 + I_2$$

 $I_B = I_C = \sqrt{(I_1 + I_2 a) \cdot (I_1 + I_2 a)}.$

Otrzymane w ten sposób wartości prądów (wyrażone w odniesieniu do prądu znamionowego I_N) jako wielkości stosunkowe $\frac{I_A}{I_N}$ oraz $\frac{I_B}{I_N} = \frac{I_C}{I_N}$ naniesione na wykres w zależności od $\frac{I_1}{I_N}$ wyznaczają dwie krzywe (c i d na rys. 7) tworząc pętlę, której obszar określa granice dopuszczalnego obciążenia generatora przy niesymetrii.





Otrzymany poprzednio dla założonego szczególnego wypadku asymetrii obciążenia wykres obciążalności turbogeneratora można również zastosować (z przybliżeniem) dla asymetrii przy różnych wartościach prądów w trzech fazach, jeśli mianowicie — przyjmując dla fazy średnio obciążonej natężenie prądu odpowiadające fazie najmniej obciążonej — spro-

wadzimy wypadek asymetrii do przyjętych założeń. Wykres dopuszczalnej asymetrii pozwala na określenie w warunkach ruchowych, czy stwierdzona na podstawie różnych wskazań amperomierzy asymetria obciążenia generatora pozostaje w dopuszczalnych granicach ze względów termicznych i czy w związku z tym dopuszczalne jest długotrwałe obciążenie w tych warunkach.

Na rysunku 8 przedstawiono poglądowo sposób posługiwania się wykresem dopuszczalnej asymetrii obciążenia.

Należy:

a) odczytać wskazania amperomierzy w poszczególnych fazach: I_A , I_B , I_C , oznaczając przez I_A wskazanie najwyższe;

b) dla wartości $\frac{I_A}{I_N}$ znaleźć punkt P na krzywej c (krzywa $\frac{I_1}{I_N} = f\left(\frac{I_A}{I_N}\right)$)

c) na odcinku PQ powinny znajdować się pozostałe prądy $\frac{I_B}{I_A}$ oraz $\frac{I_C}{I_A}$

W wypadku gdy prądy te znajdują się na lewo poza obszarem pętli należy odpowiednio zmniejszyć asymetrię obciążenia tak, aby wszystkie prądy fazowe odmierzone na tym samym odcinku poziomej leżały wewnątrz pętli. Można to uzyskać albo przez odpowiednie zmniejszenie największego prądu (I_A) przy niezmienionych I_B i I_c , albo też przy niezmienionym największym prądzie I_A — przez odpowiednie powiększenie prądu najmniejszego.

7. Przykłady szczegółowe

Przykład 1

Odczytano obciążenie faz: 2700 A (0,85)

2300 A (0,72) 2200 A (0,69)

na pętli c punkt P dla I_A leży na wysokości $I_1 = 2240 A$ (0,7) odpowiednio punkt Q wyznacza najmniejszy dopuszczalny prąd w pozostałych fazach: 2160 A (0,67).

Niesymetria obciążenia dopuszczalna.

Przykład 2

Odczytano obciążenie faz: 2400 A (0,75) 1800 A (0,56) 1600 A (0,50).

Po wyznaczeniu punktu P' dla $I_A = 2400 A$ znajdujemy odpowiedni punkt Q' określający minimalny prąd w pozostałych fazach: 1760 A (0,55).

Asymetria obciążenia przekracza granice dopuszczalne. Należy albo zwiększyć prąd w mniej obciążonych fazach do wartości 1760 A pozostawiając obciążenie największe 2400 A, albo też zmniejszyć prąd w najbardziej obciążonej fazie z wartości 2400 A do wartości 2240 A pozostawiając w pozostałych fazach prądy nie mniejsze niż 1600 A.

BIBLIOGRAFIA

- [1] Aleksiejew, Kostienko, Turbogienieratory, Gosenergoizdat, Moskwa 1939.
- [2] Syromiatnikow, Woprosy eksploatacji turbogienieratorow, Moskwa 1948.
- [3] D. Harms, Über die Verteilung der Ströme in den Dämpferwicklungen von Turbogeneratoren mit Massivläufern, ETZ 1952.