

**ZESZYTY
NAUKOWE
POLITECHNIKI
ŚLĄSKIEJ**



3347/80

ELEKTRYKA

**Z. 69
GLIWICE
1980**

POLITECHNIKA ŚLĄSKA

ZESZYTY NAUKOWE

Nr 648



P.3347/80

WŁADYSŁAW MIZIA

**METODA OPTIMALIZACJI OBWODÓW
ELEKTROMAGNETYCZNYCH
W TURBOGENERATORACH
DWUBIEGUNOWYCH**

PL ISSN 0072-4688

GLIWICE

1980

OPINIODAWCY

Prof. dr inż. Andrzej Kordecki
Prof. dr hab. inż. Władysław Paszek

REDAKTOR NACZELNY WYDAWNICTW UCZELNIANYCH
POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ

Jan Bandrowski

REDAKTOR DZIAŁU

Zofia Cichowska

SEKRETARZ REDAKCJI

Wojciech Mikołajków

OPRACOWANIE REDAKCYJNE

Alicja Nowacka

Wydano za zgodą
Rektora Politechniki Śląskiej

Dział Wydawnictw Politechniki Śląskiej
Gliwice, ul. Kujawska 2

Nakł. 180+85 Ark. wyd. 5,12 Ark. druk. 5 Papier offset. kl. III. 70x100, 70 g
Oddano do druku 9 02.80 Podpis. do druku 4.03 80 Druk ukończ. w marcu 1980
Zam. 216/80 Cena zł 13,-

Skład, fotokopie, druk i oprawę
wykonano w Zakładzie Graficznym Politechniki Śląskiej w Gliwicach

SPIS TREŚCI

	Str.
1. WSTĘP	5
2. WIELKOŚCI CHARAKTERYSTYCZNE I ZALEŻNOŚCI PODSTAWOWE	9
2.1. Wielkości charakterystyczne	9
2.2. Zależności podstawowe	17
3. FUNKCJA CELU	20
3.1. Założenia	20
3.2. Koszt elementów elektromagnetycznie czynnych	21
3.3. Zdyskontowany koszt strat energii w turbogeneratorze w okre- sie eksploatacji	25
3.4. Analityczna postać funkcji celu	41
4. FUNKCJE OGRANICZEŃ	43
4.1. Funkcje ograniczeń ze względu na wytrzymałość mechaniczną wir- nika	43
4.2. Funkcja ograniczenia ze względu na założoną względną reaktan- cję rozproszenia uzwojenia twornika	44
4.3. Funkcje ograniczeń ze względu na dopuszczalne spadki tempera- tury w izolacja uzwojeń	45
4.4. Funkcja ograniczenia ze względu na dopuszczalny spadek tempe- raty między powierzchnią wirnika a gazem chłodzącym	48
4.5. Funkcja ograniczenia ze względu na zadane napięcie znamionowe uzwojenia twornika	51
4.6. Funkcja ograniczenia ze względu na dopuszczalną gęstość prądu wzbudzenia	53
5. DOBÓR ZMIENNYCH DECYZYJNYCH	54
6. WYMIARY OBWODU ELEKTROMAGNETYCZNEGO I NAPIĘCIA ZNAMIONOWE UZWOJEŃ.	56
6.1. Wymiary podstawowe obwodu magnetycznego	56
6.2. Wymiary i napięcie znamionowe uzwojenia wzbudzenia	56
6.3. Wymiary i napięcie znamionowe uzwojenia twornika	58
7. UWAGI KOŃCOWE	73
LITERATURA	75
STRESZCZENIA	78

1. WSTĘP

W dotychczasowych pracach, dotyczących konstrukcji turbogeneratorów dwubiegunowych, główną uwagę zwracano na problemy wynikające z dążenia do budowy turbogeneratorów o coraz większych mocach znamionowych. Dążenie takie jest uzasadnione powiększaniem się mocy systemów elektroenergetycznych krajów wysoko uprzemysłowionych i równoczesnym zmniejszaniem się kosztu wytworzenia jednostki energii elektrycznej przy powiększaniu mocy znamionowych turbogeneratorów instalowanych w elektrowniach cieplnych [16]. W wyniku analiz teoretycznych i badań oraz doświadczeń konstrukcyjnych i technologicznych rozwiązano szereg problemów, lecz nadal brakuje opracowania, poza próbą przedstawioną w pracy [23], które nawet przy niezbędnych uproszczeniach ujmowałoby całość problemu z określoną funkcją celu i funkcjami ograniczeń. Celem niniejszej pracy jest wypełnienie tej luki przy uwzględnieniu dotychczasowych osiągnięć w tej dziedzinie. Przedmiotem niniejszej pracy są zagadnienia związane z wstępną fazą projektowania turbogeneratorów dwubiegunowych dotycząca doboru podstawowych wymiarów obwodu magnetycznego i uzwojeń przy uwzględnieniu wymagań technicznych oraz kosztów budowy i eksploatacji. Celem doboru podstawowych wymiarów obwodu magnetycznego i uzwojeń powinno być uzyskanie minimum sumy kosztu budowy (materiałów i robocizny) i zdyskontowanego kosztu eksploatacji turbogeneratora przy równoczesnym spełnieniu wymagań technicznych. Wymaga to rozwiązania trudnego zagadnienia jakim jest analityczne określenie funkcji celu i funkcji ograniczeń wynikających, np. z dopuszczalnych naprężeń mechanicznych, dopuszczalnych spadków temperatury w izolacjach uzwojeń. Trudności te powodowały, że zagadnienie doboru podstawowych wymiarów było rozwiązywane na podstawie doświadczeń projektantów, stosowanych wartości przez przodujących producentów lub na podstawie porównania masy lub sprawności zaprojektowanego turbogeneratora z turbogeneratorami tej samej mocy budowanymi przez innych producentów.

W pracy przyjęto, że koszty:

- kadłuba, łożysk, tarcz i innych elementów konstrukcyjnych,
- robocizny bezpośrednio związanej z budową turbogeneratora o określonym rodzaju chłodzenia,
- wzbudnicy, wentylatora lub pompy wody chłodzącej,
- eksploatacji za wyjątkiem kosztu energii strat wydzielanych w turbogeneratorze w okresie jego eksploatacji, nie zależą od rozwiązania turbogeneratora.

Przy tych założeniach funkcję celu określono jako sumę kosztu elementów elektromagnetycznie czynnych - odkuwki wirnika, blach stojana, przewodów nawojowych i izolacji głównej uzwojeń i zdyskontowanego kosztu strat energii w turbogeneratorze w okresie jego eksploatacji.

Formułując funkcje ograniczeń przyjęto, że są znane:

- dopuszczalna średnica i długość wirnika ze względu na naprężenia mechaniczne i drgania wału,
- dopuszczalne spadki temperatury w izolacjach uzwojeń przy pośrednim chłodzeniu uzwojeń,
- dopuszczalny spadek temperatury między powierzchnią wirnika a gazem chłodzącym

oraz, że można założyć względną reaktancję rozproszenia, kierując się udarowym prądem zwarcia, ponieważ stanowi ona główny składnik względnej reaktancji podprześciowej. Ponadto, dla małych turbogeneratorów przemysłowych pracujących bezpośrednio na sieć elektroenergetyczną, określono funkcję ograniczenia wynikającą z zadanego napięcia uzwojenia twornika.

Analityczne zależności na funkcję celu i funkcje ograniczeń określono przyjmując, że są zadane wartości znamionowe mocy pezernej, częstotliwości współczynnika mocy, wymaganej przeciążalności statycznej oraz dane dotyczące własności i cen jednostkowych elementów elektromagnetycznie czynnych, jednostkowej ceny energii elektrycznej i stopy oprocentowania kapitału. Ponadto przyjęto, że podczas eksploatacji turbogenerator pracuje w warunkach znamionowych oraz, że przyrosty temperatur uzwojeń są równe dopuszczalnym przyrostom wynikającym z klasy izolacji uzwojeń.

Skomplikowana budowa turbogenerators powoduje, że funkcja celu i funkcje ograniczeń są funkcjami zmiennych wektorowych o wielu zmiennych decyzyjnych. Biorąc pod uwagę wyniki analiz teoretycznych i badań zagadnień szczegółowych oraz dane projektowe budowanych turbogeneratorów ograniczono, zarówno dla funkcji celu jak i funkcji ograniczeń, liczbę zmiennych decyzyjnych do czterech wielkości: amplitudy B_2 pierwszej harmonicznej przestrzennego rozkładu indukcji magnetycznej wzdłuż obwodu wirnika, gęstości J_2 prądu wzbudzenia, współczynnika β kształtu wirnika będącego stosunkiem średnicy do długości wirnika, współczynnika γ wysokości żłobka stojana będącego stosunkiem wysokości żłobka stojana do średnicy wewnętrznej rdzenia stojana.

Zmienne decyzyjne:

- indukcja magnetyczna B_2 , gęstość J_2 prądu wzbudzenia i współczynnik λ wysokości żłobka stojana, przy uwzględnieniu zależności $J_1 = f(J_2, \lambda)$, określają stopień wyzyskania obwodu elektromagnetycznego,
- współczynnik kształtu wirnika β i współczynnik λ określają kształt turbogenerators.

Funkcja celu i funkcje ograniczeń są nieliniowe. Dobór zmiennych decyzyjnych polega na określeniu minimum funkcji celu przy ograniczeniach i wymaga stosowania maszyny cyfrowej ze względu na skomplikowane postacie funkcji celu i funkcji ograniczeń.

Funkcja celu i funkcje ograniczeń zależą od rodzaju chłodzenia uzwojeń - pośrednie, półpośrednie, bezpośrednie. Jeżeli nie można z góry określić rodzaju chłodzenia, wówczas dobór rodzaju chłodzenia i zmiennych decyzyjnych należy przeprowadzić biorąc pod uwagę różne warianty rozwiązania problemu przy uwzględnieniu technicznych możliwości realizacji intensywniejszych rodzajów chłodzenia, zmian cen przewodów nawojowych związanych, np. z drażnieniem przewodów, zmian kosztu robocizny bezpośredniej i dodatkowego wyposażenia. Należy wybrać ten wariant rozwiązania, dla którego minimum funkcji celu jest najmniejsze przy uwzględnieniu pewności działania, przewidywanych zmian cen materiałów i energii elektrycznej oraz możliwości poszerzenia zakresu mocy budowanych turbogeneratorów przy wprowadzeniu intensywniejszego rodzaju chłodzenia. Problemy te dotyczą turbogeneratorów o mocach zbliżonych do mocy granicznych dla chłodzenia pośredniego i półpośredniego, dla których przejście na intensywniejszy rodzaj chłodzenia nie powoduje nadmiernego powiększenia się minimalnej wartości funkcji celu.

Dobór zmiennych decyzyjnych pozwala na określenie podstawowych wymiarów obwodu magnetycznego i uzwojeń - średnicy i długości wirnika, długości promieniowej szczeliny, wysokości żłobka stojana, długości oraz średnicy zewnętrznej stojana. Znajomość wymiarów podstawowych pozwala na stosunkowo łatwy dobór wymiarów szczegółowych poszczególnych elementów.

Wyjątek pod tym względem może stanowić dobór wymiarów przewodów nawojowych uzwojeń, który w przypadku:

- uzwojenia wzbudzenia decyduje o znamionowym napięciu i prądzie wzbudzenia,
- uzwojenia twornika decyduje o stratach wydzielanych w żłobku i o rozkładzie strat dodatkowych na poszczególne pręty uzwojenia.

Z tych powodów zagadnienia te zostały przeanalizowane w dalszej części pracy, przy uwzględnieniu wpływu grubości izolacji przewodów elementarnych uzwojenia twornika na liczbę przewodów w żłobku, wysokość przewodu, współczynnik strat dodatkowych. W ramach uwag końcowych przedstawiono przyjęte uproszczenia oraz zagadnienia związane z pracą, które powinny być przedmiotem dalszych opracowań.

Niniejsza praca jest naukowym rozszerzeniem i uogólnieniem dotychczasowych osiągnięć w zakresie optymalizacji obwodów elektromagnetycznych w turbogeneratorach dwubiegowych, której celem jest uzyskanie minimum kosztów budowy i eksploatacji. Optymalizacja przy tak przyjętej funkcji celu jest podstawowym zagadnieniem w projektowaniu turbogeneratorów, którego znaczenie powiększa się głównie ze względu na rosnące ceny materiałów i energii elektrycznej.

Z przedstawionych w pracy zagadnień wynikają również ogólne wymagania dotyczące rozwiązania innych zagadnień np. chłodzenia. Monografia jest kontynuacją pracy [23] i stąd biorą się częste powoływania na tę pracę. W literaturze, poza próbą przedstawioną w pracy [23], brak jest opraco-

wań, które całościowo ujmowałyby podstawowe zagadnienia związane z projektowaniem turbogeneratorów. Z tego powodu stosunkowo skromnie są cytowane opracowania innych autorów. Również z tego powodu podany wykaz literatury należy traktować jako pewne uzupełnienie szczegółowe w odniesieniu do rozpatrywanych zagadnień lub jako rozszerzenie o zagadnienia związane, lecz nie będące przedmiotem pracy.

2. WIELKOŚCI CHARAKTERYSTYCZNE I ZALEŻNOŚCI PODSTAWOWE

Wielkości charakterystyczne to współczynniki określające stosunki pewnych wielkości i względne reaktancje, które dla całego zakresu mocy znamionowych (6 ÷ 1300) MVA budowanych turbogeneratorów dwubiegunowych, zmieniają się w stosunkowo wąskich przedziałach. Zależności podstawowe to związki określające: podstawowe wymiary obwodu elektromagnetycznego, przepływy znamionowe, układ prądowy stojana i gęstość prądu twornika, wyrażone przez wielkości znamionowe turbogeneratora (moc pozorną, częstotliwość, współczynnik mocy), przeciążalność statyczną, wielkości charakterystyczne i zmienne decyzyjne.

Zmiennymi decyzyjnymi są:

- amplituda B_2 pierwszej harmonicznej przestrzennego rozkładu indukcji magnetycznej wzdłuż obwodu wirnika,
- gęstość J_2 prądu wzbudzenia,
- współczynnik kształtu wirnika

$$\beta = \frac{D_2}{l_2} \quad (2.1)$$

przy czym: D_2 , l_2 - średnica i długość wirnika,

- współczynnik wysokości żłobka stojana

$$\lambda = \frac{h_{z1}}{D_1} \quad (2.2)$$

przy czym: h_{z1} - wysokość żłobka stojana,

D_1 - średnica wewnętrzna rdzenia stojana.

2.1. Wielkości charakterystyczne

Biorąc pod uwagę wyniki analiz teoretycznych i badań zagadnień szczegółowych [np. 6, 13, 23, 32, 33, 47] oraz dane projektowe budowanych turbogeneratorów dwubiegunowych można stwierdzić, że szereg wielkości, niezależnie od mocy znamionowych turbogeneratorów, zmienia się w stosunkowo wąskich przedziałach. Wynika to z podobieństwa budowy turbogeneratorów niezależnie od ich mocy znamionowych oraz ze stosunkowo małego postępu w zakresie polepszania własności wytrzymałościowych odkuwki wirnika, własności magnetycznych elementów ferromagnetycznych obwodu magnetycznego, własności materiałów przewodowych i izolacyjnych.

W odniesieniu do wirnika wielkościami takimi są:

- stosunek średnicy wirnika do liczby podziałek żłobkowych na jego obwodzie

$$\frac{D_2}{Z_2} = \alpha = (0,018 \pm 0,022) \text{ m} \quad (2.3)$$

- stosunek liczby uswojonych żłobków wirnika do liczby podziałek żłobkowych na obwodzie wirnika

$$\frac{Z_2}{W_2} = \eta = 0,7 \pm 0,75 \quad (2.4)$$

- współczynnik prowadzący przepływ oddziaływania twornika do obwodu wzbudzenia

$$k_a = \frac{\pi^2 \eta}{8 \sin \frac{\pi}{2} \eta} = 0,97 \pm 1 \quad (2.5)$$

- stosunek minimalnej szerokości zęba wirnika do podziałki żłobkowej wirnika

$$\frac{b_{z2m}}{t_{z2}} = 0,2 \pm 0,24$$

i związany z nim współczynnik ξ , który dla żłobka o prostokątnym kształcie przekroju poprzecznego

$$\xi = \xi_1^2 = \left(1 - \frac{b_{z2m}}{t_{z2}}\right)^2 = 0,58 \pm 0,64 \quad (2.6)$$

natomiast dla żłobka wirnika o trapezowym kształcie przekroju poprzecznego

$$\xi = \xi_1^2 \frac{4 - \xi_1}{4 - 2\xi_1} = 0,76 \pm 0,84 \quad (2.7)$$

- stosunek średniej długości jednego połączenia czołowego uzwojenia wzbudzenia do średnicy wirnika

$$\frac{l_{o2}}{D_2} = k_2 = 1,3 \pm 1,4 \quad (2.8)$$

- współczynnik zapełnienia żłobka wirnika przewodami nawojowymi (przewodami łącznie z izolacją zwojową)

$$k_{cu2} = 0,76 \pm 0,84$$

W odniesieniu do stojana wielkościami takimi są:

- stosunek powierzchni przekroju poprzecznego zęba stojana do łącznej powierzchni przekroju poprzecznego zęba i żłobka stojana

$$\epsilon = 0,58 \pm 0,66$$

- stosunek szerokości żłobka stojana do podziałki żłobkowej stojana

$$\frac{b_{z1}}{t_{z2}} = \lambda_1 = 0,46 \pm 0,5 \quad (2.9)$$

- stosunek wysokości jarzma stojana do średnicy wewnętrznej stojana

$$\frac{h_j}{D_1} = \lambda_j = 0,35 \pm 0,38 \quad (2.10)$$

- stosunek

$$\frac{B_{z1/3}}{B_2} = \alpha_z = 2 \pm 2,2 \quad (2.11)$$

przy czym: $B_{z1/3}$ - indukcja magnetyczna na 1/3 wysokości zęba stojana

- stosunek

$$\frac{B_1}{B_2} = \alpha_j = 1,7 \pm 1,9 \quad (2.12)$$

- stosunek długości jednego połączenia czołowego zwoju uzwojenia twornika do wewnętrznej średnicy rdzenia stojana

$$\frac{l_{c1}}{D_1} = k_1 = 2,4 \pm 2,55 \quad (2.13)$$

- skrót poskoku uzwojenia twornika

$$\frac{y_1}{\tau} \approx 0,8$$

- współczynnik uzwojenia twornika

$$k_{u1} = 0,9 \pm 0,92$$

- współczynnik strat dodatkowych w uzwojeniu twornika

$$k = 1,1 \pm 1,3$$

- współczynnik zapełnienia żłobka stojana przewodami elementarnymi (przewodami łącznie z izolacją)

$$k'_{cu1} = 0,62 \pm 0,7$$

Ponadto można stwierdzić, że zakresowi mocy znamionowych budowanych turbogeneratorów dwubiegunowych odpowiadają stosunkowo wąskie przedziały zmian współczynnika Cartera ($k_c = 1,06 \pm 1,12$), względnej reaktancji rozproszczenia ($X_{gr} = 0,12 \pm 0,25$), względnej reaktancji Potiera ($X_{pr} = 0,15 \pm 0,3$) oraz, że charakterystyki biegu jałowego turbogeneratorów podawane w jednostkach względnych mają przebiegi zbliżone do tzw. normalnej charakterystyki biegu jałowego (tablica 2.1).

Tablica 2.1

E_r	0	0,58	1	1,21	1,33	1,46	1,51
0_{wr}	0	0,5	1	1,5	2	3	3,5

Przyjęcie przedziału zmian względnej reaktancji Potiera i założenie normalnej charakterystyki biegu jałowego pozwala [23] na określenie:

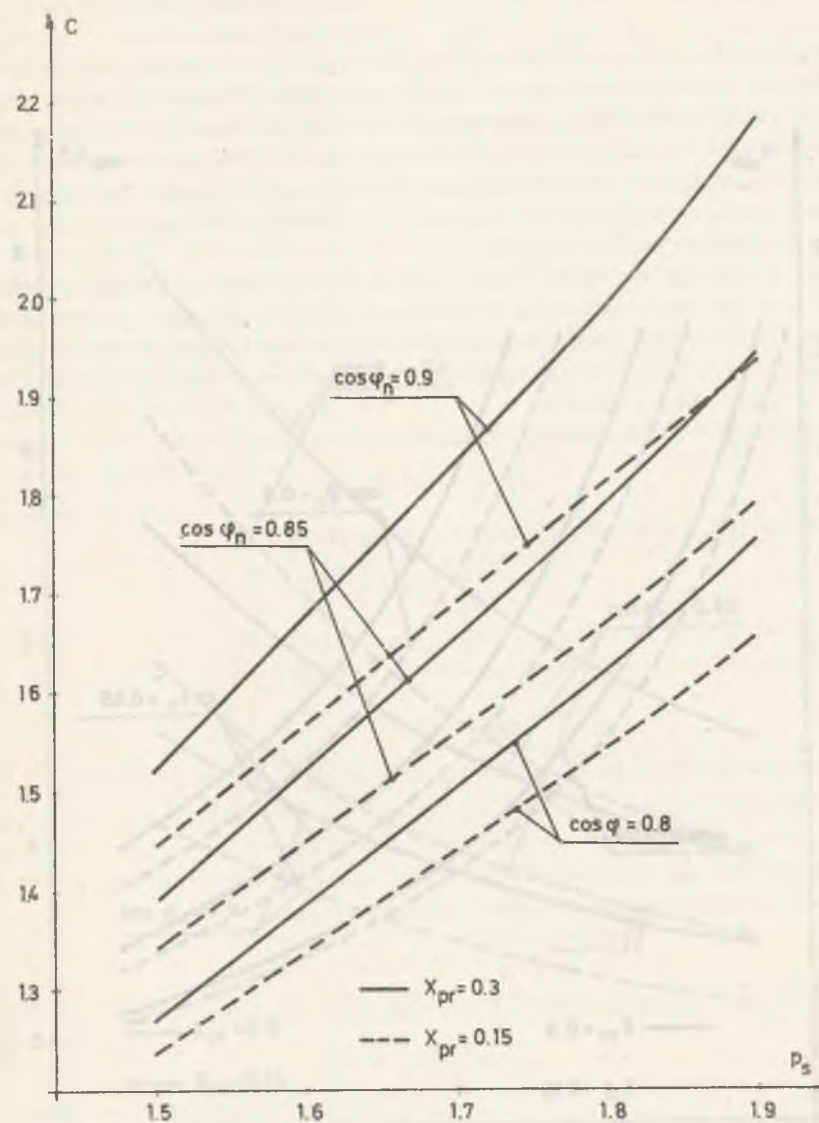
- współczynnika C będącego stosunkiem przepływu wzbudzenia do przepływu oddziaływania twornika sprowadzonego na stronę wzbudzenia w warunkach znamionowych,
- stosunku znamionowego przepływu oddziaływania twornika sprowadzonego do obwodu wzbudzenia do spadku napięcia magnetycznego w szczelinie w warunkach znamionowych, czyli względnej reaktancji oddziaływania twornika X_{adr} ,
- współczynnika $C X_{adr}$ będącego stosunkiem znamionowego przepływu wzbudzenia do spadku napięcia magnetycznego w szczelinie w warunkach znamionowych

od przeciążalności statycznej p_s dla przedziału zmian względnej reaktancji Potiera, przy parametrycznych zmianach znamionowego współczynnika mocy. Zależności te przedstawiono na rys. 2.1, 2.2, 2.3.

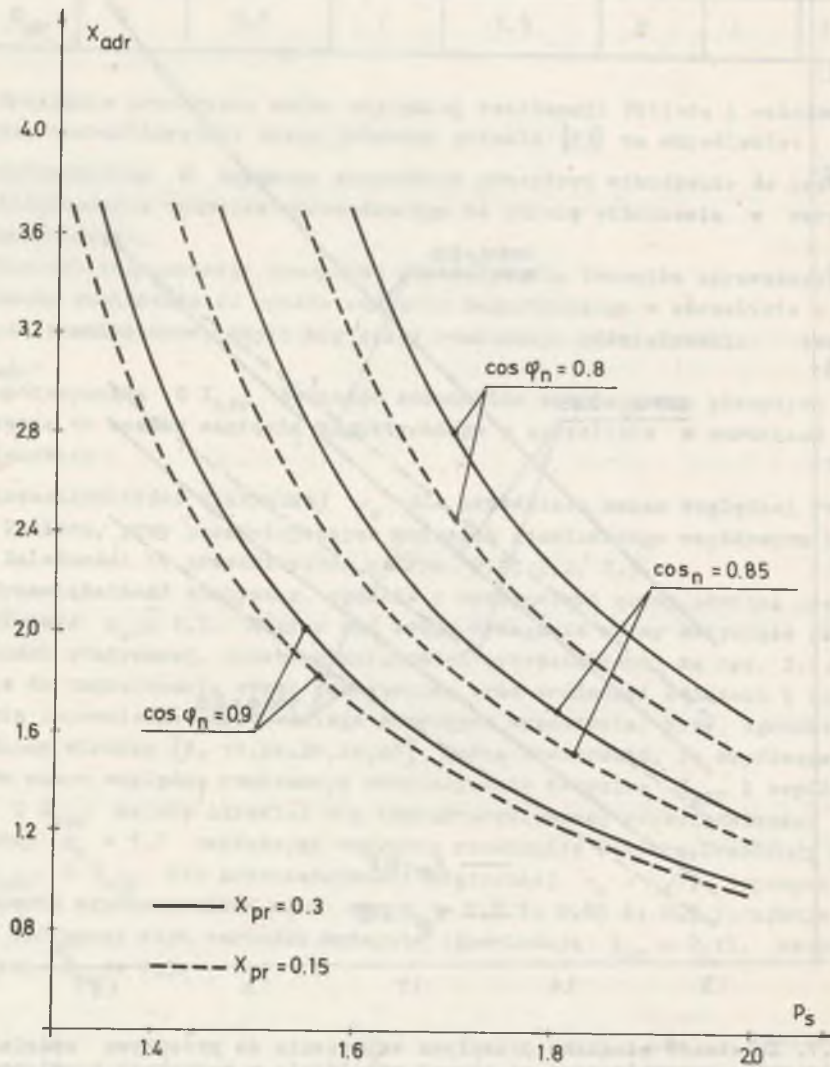
Przeciążalność statyczna, zgodnie z wymaganiami normy, powinna spełniać nierówność $p_s \geq 1,7$. Biorąc pod uwagę wymagania normy dotyczące przeciążalności statycznej, przebieg zależności przedstawionej na rys. 2.1, dążenie do zmniejszania strat wzbudzenia, oraz trudności związane z koniecznością zapewnienia odpowiedniego przepływu wzbudzenia przy ograniczonej średnicy wirnika [2, 11, 24, 28, 44, 45] można stwierdzić, że współczynnik C a tym samym względną reaktancję oddziaływania twornika X_{adr} i współczynnik $C X_{adr}$ należy określać dla charakterystycznej przeciążalności statycznej $p_s = 1,7$ zakładając względną reaktancję Potiera. Przedziały zmian C , X_{adr} , $C X_{adr}$ dla przeciążalności statycznej $p_s = 1,7$, typowych znamionowych współczynników mocy $\cos \varphi_n = 0,8$ i $0,85$ i $0,9$ i, ujmując tablica 2.2, przy czym wartości mniejsze odpowiadają $X_{pr} = 0,15$, natomiast większe $X_{pr} = 0,3$.

Tablica 2.2

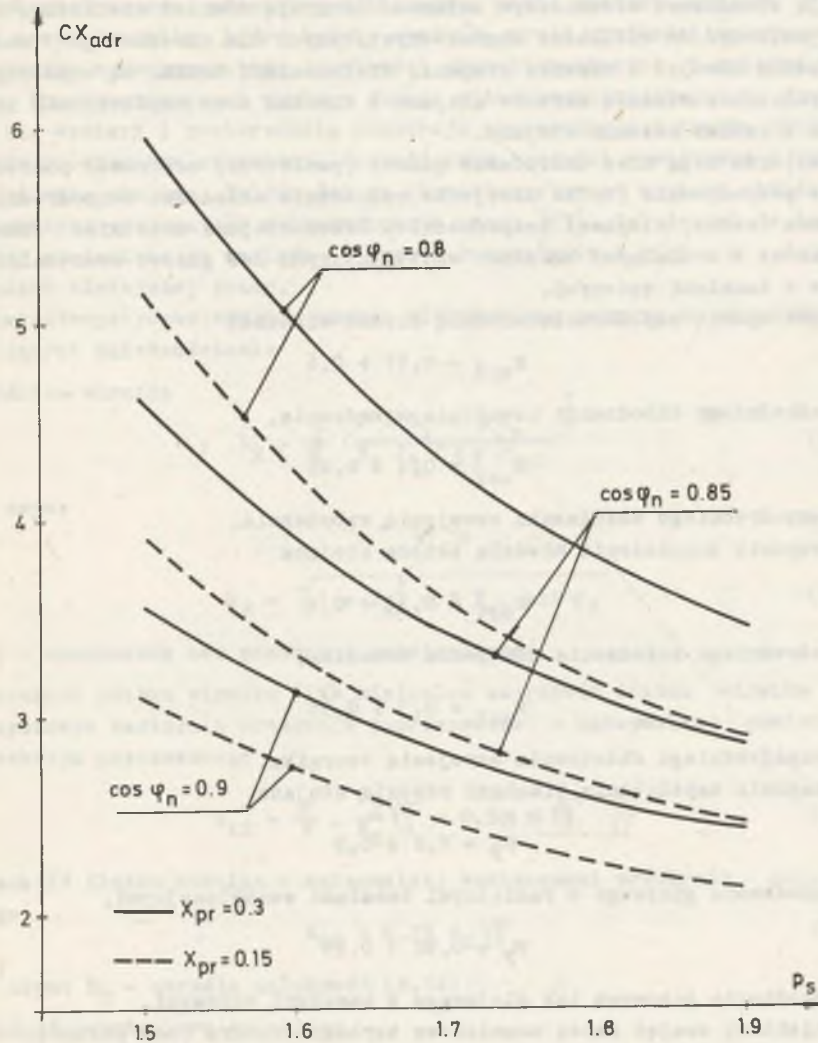
$\cos \varphi_n$	C	X_{adr}	$C X_{adr}$
0,8	1,44 ÷ 1,51	2,48 ÷ 2,82	3,6 ÷ 4,3
0,85	1,56 ÷ 1,66	1,85 ÷ 2,05	2,9 ÷ 3,4
0,9	1,69 ÷ 1,83	1,45 ÷ 1,51	2,4 ÷ 2,8



Rys. 2.1. Zależność stosunku przepływu wzbudzenia do przepływu oddziaływania twornika sprowadzonego na stronę wzbudzenia w warunkach znamionowych od przeciążalności statycznej przy parametrycznych zmianach znamionowego współczynnika mocy i względnej reaktancji Potiera



Rys. 2.2. Zależność względnej reaktancji oddziaływania twornika od przeciążalności statycznej przy parametrycznych zmianach znamionowego współczynnika mocy i względnej reaktancji Potiera



Rys. 2.3. Zależność stosunku znamionowego przepływu wzbudzenia do spadku napięcia magnetycznego w szczelinie przy biegu jałowym i napięciu znamionowym od przeciążalności statycznej przy parametrycznych zmianach znamionowego współczynnika mocy i względnej reaktancji Potiera

Podane przedziały zmian niektórych wielkości charakterystycznych (ξ , ϵ , λ_1 , λ_2 , α_j , α_x , C , X_{adr} , $C X_{adr}$) odpowiadają własnościom materiałów magnetycznych, przewodowych i izolacyjnych obecnie stosowanych w budowie turbogeneratorów. Przedziały te, przy polepszaniu własności materiałowych ulegają stosunkowo nieznacznym zmianom. Istnieją również wielkości, które można zaliczyć do wielkości charakterystycznych dla określonego rodzaju chłodzenia uzwojeń i rdzenia stojana. Wielkościami takimi są współczynniki zapeźnienia miedzią żłobków stojana i wirnika oraz współczynnik zapeźnienia blachami rdzenia stojana.

Uzwojenia mogą mieć chłodzenie gazowe (powietrze, wodorowe) pośrednie, gazowe półpośrednie (tylko uzwojenie wzbudzenia chłodzone bezpośrednio), cieczone (wodne, olejowe) bezpośrednie. Rdzeń stojana może mieć chłodzenie gazowe z radialnymi kanałami wentylacyjnymi lub gazowe ewentualnie olejowe z kanałami osiowymi.

Współczynnik zapeźnienia miedzią żłobka wirnika:

$$k_{cu2} = 0,57 \div 0,6$$

dla pośredniego chłodzenia uzwojenia wzbudzenia,

$$k_{cu2} = 0,4 \div 0,45$$

dla bezpośredniego chłodzenia uzwojenia wzbudzenia.

Współczynnik zapeźnienia miedzią żłobka stojana

$$k_{cu1} = 0,34 \div 0,4$$

dla pośredniego chłodzenia uzwojenia twornika,

$$k_{cu1} = 0,3 \div 0,35$$

dla bezpośredniego chłodzenia uzwojenia twornika.

Współczynnik zapeźnienia blachami rdzenia stojana

$$\varphi_F = 0,8 \div 0,9$$

dla chłodzenia gazowego z radialnymi kanałami wentylacyjnymi,

$$\varphi_F = 0,92 \div 0,95$$

dla chłodzenia gazowego lub olejowego z kanałami osiowymi.

Projektant znając dane: znamionowe turbogeneratora (moc pozorną, częstotliwość, współczynnik mocy) wymaganie dotyczące przeciążalności statycznej, własności materiałowe elementów obwodu elektromagnetycznego i zakładając rodzaj chłodzenia uzwojeń i rdzenia, może z wystarczającą dokładnością we wstępnej fazie obliczeń projektowych, przyjąć wartości wielkości charakterystycznych. Przyjęcie takie pozwala na zmniejszenie liczby zmiennych decyzyjnych funkcji celu i funkcji ograniczeń (rozdziały 3 i 4).

2.2. Zależności podstawowe

Analityczne sformułowanie funkcji celu i funkcji ograniczeń wymaga określenia zależności podstawowych na charakterystyczne wymiary obwodu elektromagnetycznego, przepływy znamionowe, okład prądowy stojana i gęstość prądu twornika, które byłyby wyrażone przez wielkości znamionowe projektowanego turbogeneratora, wielkości charakterystyczne i zmienne decyzyjne. Charakterystyczne wymiary obwodu elektromagnetycznego to średnica wirnika, wymiary i powierzchnia przekroju poprzecznego żłobka wirnika, długość promieniowa szczeliny, długość oraz średnica wewnętrzna i zewnętrzna rdzenia stojana. Zależności na charakterystyczne wymiary obwodu elektromagnetycznego zostały wyprowadzone w pracy [23]. Zależności te zostaną poniżej zestawione ze względu na częste korzystanie z nich w dalszych częściach niniejszej pracy.

Charakterystyczne wymiary obwodu elektromagnetycznego są określone następującymi zależnościami:

- średnica wirnika

$$D_2 = \frac{2}{\pi} \left(\frac{2 \pi S_1 C \beta k_{cu2}}{B_2 J_2 \tau \xi k_{cu2}} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (2.14)$$

przy czym:

$$S_1 = k_E S_n \quad (2.15)$$

$$k_E = \sqrt{1 + X_{sr}^2 + 2 X_{sr} \sin \varphi_n} \quad (2.16)$$

S_n , f - znamionowa moc pozorna i częstotliwość,

- szerokość żłobka wirnika (lub minimalna szerokość żłobka wirnika przy trapezowym kształcie przekroju poprzecznego) o maksymalnej powierzchni przekroju poprzecznego

$$b_{z2} = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{D_2 \sqrt{3}}{\pi_2} = 0,5 \pi \cdot \sqrt{3} \quad (2.17)$$

- wysokość żłobka wirnika o maksymalnej powierzchni przekroju poprzecznego

$$h_{z2} = 0,25 D_2 \sqrt{3} \quad (2.18)$$

przy czym: D_2 - określa zależność (2.14)

- długość promieniowa szczeliny

$$\delta = \frac{D_2}{2k_c} \left(\frac{\pi \mu_0 \xi \tau k_{cu2}}{16 B_2 C X_{adr}} J_2 D_2 \right) \quad (2.19)$$

lub jeśli uwzględnić, że

$$\frac{\pi \mu_0 \xi \tau k_{cu2}}{16 B_2 C X_{adr}} J_2 D_2 \ll 1 \quad (2.20)$$

to w przybliżeniu

$$\delta \approx \frac{\pi \mu_0 \xi \tau k_{cu2}}{32 B_2 C X_{adr} k_c} J_2 D_2^2 \quad (2.21)$$

przy czym: D_2 - określa zależność (2.14)

- długość rdzenia stojana

$$l_1 \approx l_2 = \frac{D_2}{\beta} \quad (2.22)$$

przy czym: D_2 - określa zależność (2.14)

- średnica wewnętrzna rdzenia stojana

$$D_1 = D_2 \left[1 + \frac{1}{k_c} \left(e^{\frac{\pi \mu_0 \xi \tau k_{cu2}}{16 B_2 C X_{adr}} J_2 D_2} - 1 \right) \right] \quad (2.23)$$

lub jeśli uwzględnić zależność (2.20) to w przybliżeniu

$$D_1 \approx D_2 \left(1 + \frac{\pi \mu_0 \xi \tau k_{cu2}}{16 B_2 k_c C X_{adr}} J_2 D_2 \right) \quad (2.24)$$

przy czym: D_2 - określa zależność (2.14)

- średnica zewnętrzna rdzenia stojana

$$D_{1z} = D_2 (1 + 2\lambda + \lambda_j) \frac{D_1}{D_2} \quad (2.25)$$

przy czym: D_2 - określa zależność (2.14)

W pracy [23] wyprowadzono również zależności określające:

- uzyskiwany przepływ wzbudzenia

$$\Theta_{wm} = \frac{\pi}{32} D_2^2 J_2 \xi \tau k_{cu2}$$

- wymagany (znamionowy) przepływ wzbudzenia

$$\Theta_{wn} = C k_a \Theta_{an} \quad (2.26)$$

Dążenie do pełnego wykorzystania uzwojenia wzbudzenia powoduje, że znamionowy przepływ wzbudzenia równa się przepływowi możliwemu do uzyskania, a zatem

$$\Theta_{wn} = \frac{\pi}{32} D_2^2 J_2 \xi \tau k_{cu2} \quad (2.27)$$

przy czym: D_2 - określa zależność (2.14).

Z porównania wyrażeń (2.26) i (2.27) wynika, że znamionowy przepływ oddziaływania twornika

$$\Theta_{an} = \frac{\pi \xi \tau k_{cu2}}{32 C k_a} D_2^2 J_2 \quad (2.28)$$

przy czym: D_2 - określa zależność (2.14)

Okład prądowy stojana

$$A = J_1 \frac{b_{z1} h_{z1}}{t_{z1}}$$

a po uwzględnieniu zależności (2.2), (2.9)

$$A = J_1 D_1 \lambda \lambda_1 k_{cu1} \quad (2.29)$$

przy czym: J_1 - gęstość prądu twornika,

D_1 - średnica wewnętrzna rdzenia stojana.

Okład prądowy stojana określa również zależność

$$A = \frac{6 I_{fn} z_1}{\pi D_1} \quad (2.30)$$

Biorąc pod uwagę wyrażenie (2.28), (2.29), (2.30) i uwzględniając, że znamionowy przepływ oddziaływania twornika określa również wyrażenie

$$\Theta_{an} = \frac{2 \sqrt{2}}{\pi} I_{fn} z_1 k_{u1} \quad (2.31)$$

przy czym: z_1 - liczba zwojów fazy uzwojenia twornika,

otrzymuje się zależność określającą gęstość prądu twornika

$$J_1 = \frac{\pi \xi \tau k_{cu2}}{16 \sqrt{2} k_{u1} k_a C \lambda_1 k_{cu1}} \cdot \frac{J_2 D_1^2}{D_2} \quad (2.32)$$

Podane zależności podstawowe wykorzystuje się najpierw do analitycznego sformułowania funkcji celu i funkcji ograniczeń a następnie, po przeprowadzeniu doboru zmiennych decyzyjnych, do wyznaczenia charakterystycznych wymiarów obwodu elektromagnetycznego oraz przy doborze uzwojeń.

3. FUNKCJA CELU

Turbogenerator o określonych danych znamionowych, wymaganiach technicznych, przy zadanych własnościach i cenach jednostkowych materiałów magnetycznych, przewodowych, izolacyjnych oraz cenie jednostki energii elektrycznej, można różnie zaprojektować zależnie od przyjętego celu, np. uzyskując maksimum sprawności, minimum masy, minimum kosztu elementów elektromagnetycznie czynnych. Najbardziej racjonalnym celem jest uzyskanie minimum sumy kosztu budowy (materiałów i robocizny) i zdyskontowanego kosztu eksploatacji. Wymaga to rozwiązania trudnego zagadnienia jakim jest analityczne sformułowanie funkcji celu będącej sumą kosztu budowy i zdyskontowanego kosztu eksploatacji. Ścisłe sformułowanie takiej funkcji jest trudne i dlatego wprowadza się założenie upraszczające i korzysta się z wyników analiz teoretycznych zagadnień szczegółowych i dotychczasowych doświadczeń konstrukcyjnych i technologicznych.

3.1. Założenia

Formułując funkcję celu - sumę kosztu budowy i zdyskontowanego kosztu eksploatacji - przyjmuje się, że koszty:

- kadłuba, łożysk, tarcz i innych elementów konstrukcyjnych,
- robocizny i eksploatacji turbogeneratorsa o określonym rodzaju chłodzenia, za wyjątkiem kosztu strat energii w okresie jego eksploatacji,
- wzbudnicy, wentylatora lub pompy wody chłodzącej, nie zależą od rozwiązania konstrukcyjnego turbogeneratorsa o określonej mocy znamionowej. Przy tych uproszczeniach funkcja celu jest sumą kosztu elementów elektromagnetycznie czynnych - odkuwki wirnika, blach stojana, uzwojeń wzbudzenia i twornika łącznie z ich izolacją i zdyskontowanego kosztu strat energii w turbogeneratorsie w okresie jego eksploatacji.

Zdyskontowany koszt strat energii w turbogeneratorsie w okresie eksploatacji określa się zakładając, że straty są równe stratom znamionowym, ponieważ turbogeneratorsy instalowane w elektrowniach ciepłych z reguły pracują w warunkach znamionowych. Przyjmuje się ponadto, że przyrosty temperatury miedzi uzwojeń w znamionowych warunkach pracy turbogeneratorsa są równe dopuszczalnym przyrostom temperatury odpowiadającym klasom izolacji uzwojeń. Analityczną zależność tak sformułowanej funkcji celu można określić

lic przy uproszczeniach dotyczących strat wentylacyjnych i niektórych elektromagnetycznych strat dodatkowych, jeżeli są znane:

- znamionowe wartości mocy pozornej, częstotliwości, współczynnika mocy projektowanego turbogeneratorsa,
- wymagania dotyczące przeciążalności statycznej,
- stopa oprocentowania kapitału i cena jednostki energii elektrycznej,
- własności materiałowe i ceny jednostkowe odkuwki wirnika, blach stojana, przewodów nawojowych i izolacji głównej uzwojenia wzbudzenia i twornika.

Ponadto wartości wielkości charakterystycznych przyjmuje się za znane. Przy tych założeniach, celem sformułowania funkcji celu, ustala się najpierw analityczne zależności określające koszt elementów elektromagnetycznie czynnych, a następnie zależność określającą zdyskontowany koszt strat energii w turbogeneratorsie w okresie eksploatacji.

3.2. Koszt elementów elektromagnetycznie czynnych

Elementy elektromagnetycznie czynne to części ferromagnetyczne obwodu magnetycznego i uzwojenia łącznie z ich izolacją. Całkowity koszt tych elementów

$$K_m = k_{F2} G_{F2} + k_{u2} G_{u2} + k_{i2} G_{i2} + k_{F1} (G_{zs} + G_{js}) + k_{u1} G_{u1} + k_{i1} G_{i1} \quad (3.1)$$

przy czym: G_{F2} , G_{zs} , G_{js} , G_{u2} , G_{u1} , G_{i2} , G_{i1} - masy odpowiednio odkuwki wirnika, blach zębów i jarzma stojana, przewodów nawojowych łącznie z izolacją zwojową uzwojeń wzbudzenia i twornika, izolacji głównej uzwojeń wzbudzenia i twornika,

k_{F2} , k_{u2} , k_{i2} , k_{F1} , k_{u1} , k_{i1} - ceny jednostkowe odpowiednio odkuwki wirnika, przewodów nawojowych i izolacji głównej uzwojenia wzbudzenia, wykrojów blach rdzenia stojana, przewodów nawojowych i izolacji głównej uzwojenia twornika przy uwzględnieniu kosztów ewentualnych odpadów materiałowych.

W zależności (3.1) masę blach stojana celowo traktuje się jako sumę masy zębów i jarzma stojana, ponieważ jest to niezbędne przy ustalaniu zależności określającej zdyskontowany koszt strat energii w okresie eksploatacji turbogeneratorsa (p. 3.3).

Zależności na masy poszczególnych elementów zostały wyprowadzone w pracy [23] przy założeniu, że indukcja magnetyczna B_2 jest wielkością przyjmowaną. W niniejszej pracy indukcję tę traktuje się jako zmienną decyzyjną. Uwzględniając ten fakt i wykorzystując pracę [23] otrzymuje się, po nieznacznych przekształceniach, następujące zależności określające masy poszczególnych elementów:

- masa stali wirnika

$$G_{F2} = C_M C_{F2} S_1^{\frac{3}{4}} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \quad (3.2)$$

przy czym:

$$C_M = \frac{1}{\pi^2} \left(\frac{2 \pi C k_a}{f \xi \eta k_{cu2}} \right)^{\frac{3}{4}} \quad (3.3)$$

$$C_{F2} = 2 \Gamma_F \quad (3.4)$$

$\Gamma_F = 7800 \text{ kg/m}^3$ - gęstość stali

- masa przewodów nawojowych uzwojenia wzbudzenia

$$G_{u2} = C_M C_{u2} S_1^{\frac{3}{4}} \left(B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + k_2 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} \right) \quad (3.5)$$

przy czym: C_M - określa zależność (3.3),

$$C_{u2} = \xi \eta k'_{cu2} \Gamma_{u2} \quad (3.6)$$

k'_{cu2} - współczynnik zapełnienia przewodami nawojowymi żłobka wirnika,

Γ_{u2} - gęstość przewodu nawojowego uzwojenia wzbudzenia,

- masa izolacji głównej uzwojenia wzbudzenia

$$G_{12} = C_M C_{12} S_1^{\frac{3}{4}} \left(B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + k_2 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} \right) \quad (3.7)$$

przy czym: C_M - określa zależność (3.3)

$$C_{12} = \xi \eta (1 - k'_{cu2}) \Gamma_{12} \quad (3.8)$$

Γ_{12} - gęstość izolacji głównej uzwojenia wzbudzenia,

- masa blach zębów stojana

$$G_{Fz} = C_M C_{Fz} S_1^{\frac{3}{4}} \left(B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda + 2 C_d S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-2} \lambda \right) \quad (3.9)$$

przy czym: C_M - określa zależność (3.3)

$$C_d = \frac{\mu_0}{8 k_c C X_{adr}} \left(\frac{2 \pi C k_a}{f} \right)^{\frac{1}{4}} (\xi \eta k_{cu2})^{\frac{3}{4}} \quad (3.10)$$

$$C_{Fz} = 8 \ell \varphi_F \Gamma_F \quad (3.11)$$

- masa blach jarzma stojana

$$G_{Fj} = C_M (C_{Fj1} + \lambda C_{Fj2}) S_1^{\frac{3}{4}} \left(B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_2 S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-2} \right) \quad (3.12)$$

przy czym: C_M - określa zależność (3.3),

$$C_{Fj1} = 8(1 + \lambda_j) \lambda_j \varphi_F \Gamma_F \quad (3.13)$$

$$C_{Fj2} = 16 \lambda_j \varphi_F \Gamma_F \quad (3.14)$$

- masa przewodów nawojowych uzwojenia twornika

$$G_{u1} = C_M C_{u1} S_1^{\frac{3}{4}} \lambda$$

$$\cdot \left[B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-2} + k_1 (B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} + 3 C_d S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-2} \beta) \right] \quad (3.15)$$

przy czym: C_M - określa zależność (3.3)

$$C_{u1} = 8 \lambda_1 k'_{cu1} \Gamma_{u1} \quad (3.16)$$

k'_{cu1} - współczynnik zapełnienia przewodami nawojowymi żłobka stojana,

Γ_{u1} - gęstość przewodu nawojowego uzwojenia twornika,

- masa izolacji głównej uzwojenia twornika

$$G_{11} = C_M C_{11} S_1^{\frac{3}{4}} \lambda$$

$$\cdot \left[B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-2} + k_1 (B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} + 3 C_d S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-2} \beta) \right] \quad (3.17)$$

przy czym: C_M - określa zależność (3.3),

$$C_{11} = 8 \lambda_1 (1 - k'_{cu1}) \Gamma_{11} \quad (3.18)$$

Γ_{11} - gęstość izolacji głównej uzwojenia twornika.

W podanych zależnościach określających masy poszczególnych elementów elektromagnetycznie czynnych, wielkości C_M , C_{F2} , C_{u2} , C_{12} , C_{Fz} , C_{Fj1} , C_{Fj2} , C_{u1} , C_{11} , przy określonej częstotliwości, określonych wielkościach charakterystycznych i własnościach materiałów z których turbogenerator ma być zbudowany, są stałymi.

Wprowadzając zależności (3.2), (3.5), (3.7), (3.9), (3.12), (3.15), (3.17) do równania (3.1), otrzymuje się zależność określającą całkowity koszt materiałów elektromagnetycznie czynnych

$$K_m = C_M S_1^{\frac{3}{4}} k_h (c_1 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + c_2 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} + c_3 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda + c_4 B_2^{-2} \lambda + c_5 B_2^{-2} + c_6 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} \lambda + c_7 B_2^{-2} \beta \lambda) \quad (3.19)$$

przy czym: C_M - określa zależność (3.3)

$$c_1 = m_{F2} C_{F2} + m_{u2} C_{u2} + m_{i2} C_{i2} + m_{F1} C_{Fj1} \quad (3.20)$$

$$c_2 = k_2 (m_{u2} C_{u2} + m_{i2} C_{i2}) \quad (3.21)$$

$$c_3 = m_{F1} (C_{Fz} + C_{Fj2}) + m_{u1} C_{u1} + m_{i1} C_{i1} \quad (3.22)$$

$$c_4 = 2 C_d \left[m_{F1} (C_{Fz} + C_{Fj2}) + m_{u1} C_{u1} + m_{i1} C_{i1} \right] S_1^{\frac{1}{4}} \quad (3.23)$$

$$c_5 = 2 C_d m_{F1} C_{Fj1} S_1^{\frac{1}{4}} \quad (3.24)$$

$$c_6 = k_1 (m_{u1} C_{u1} + m_{i1} C_{i1}) \quad (3.25)$$

$$c_7 = 3 C_d k_1 (m_{u1} C_{u1} + m_{i1} C_{i1}) S_1^{\frac{1}{4}} \quad (3.26)$$

k_h - cena 1 kWh energii elektrycznej

$m_{F2}, m_{F1}, m_{u2}, m_{i2}, m_{u1}, m_{i1}$ - względne ceny jednostkowe odpowiednio stali wirnika, blach stojana, przewodów nawojowych i izolacji głównej uzwojenia wzbudzenia, przewodów elementarnych i izolacji głównej uzwojenia twornika, odniesione do ceny 1 kWh energii elektrycznej.

Cenę 1 kWh energii elektrycznej przyjęto jako jednostkę odniesienia dla cen jednostkowych elementów elektromagnetycznie czynnych w celu uproszczenia funkcji celu (p. 3.4).

Względna cena jednostkowa przewodów nawojowych uzwojenia wzbudzenia zależy od rodzaju chłodzenia - pośrednie, bezpośrednie - ponieważ przy chłodzeniu bezpośrednim jest konieczne uzyskanie kanałów dla przepływu czynnika chłodzącego (wodoru lub wody). Przy bezpośrednim chłodzeniu uzwojenia wzbudzenia zwykle wszystkie przewody nawojowe są wykonywane w ten sposób, aby można było uzyskać kanały dla przepływu czynnika chłodzącego [2,24,48]. Cena jednostkowa takich przewodów jest znacznie większa w porównaniu z ceną przewodów bez kanałów chłodzących.

Przy bezpośrednim wodnym chłodzeniu uzwojenia twornika, ze względu na dużą intensywność i znacznie mniejsze gęstości prądu w porównaniu z gęstością prądu wzbudzenia, tylko część przewodów nawojowych ma kanały dla przepływu wody [24,48,49]. Z tych powodów względną cenę jednostkową przewodów nawojowych uzwojenia twornika chłodzonego wodą należy określać z zależności

$$m_{u1} = m'_{u1} q_1 + m''_{u1} (1 - q_1) \quad (3.27)$$

przy czym: m'_{u1}, m''_{u1} - względne ceny jednostkowe przewodów nawojowych bez kanałów chłodzących i z kanałami chłodzącymi,

$q_1 = (0,7-0,85)$ - stosunek liczby przewodów bez kanałów chłodzących do całkowitej liczby przewodów nawojowych w żłobku twornika.

Zmiany cen jednostkowych przewodów nawojowych przy zmianach rodzaju chłodzenia uzwojeń powodują, że koszt elementów elektromagnetycznie czynnych jest zależny od rodzaju chłodzenia uzwojeń.

3.3. Zdyskontowany koszt strat energii w turbogeneratorze w okresie eksploatacji

Turbogeneratory są instalowane głównie w elektrowniach ciepłych i pracują z reguły w warunkach zbliżonych do warunków znamionowych. Z tego powodu przyjmuje się, że straty w turbogeneratorze w okresie eksploatacji są równe stratom znamionowym. Ponadto zakłada się, że przyrosty temperatury miedzi uzwojeń w znamionowych warunkach pracy turbogeneratorsa są równe dopuszczalnym przyrostom temperatury odpowiadającym klasom izolacji uzwojeń. Zdyskontowany koszt strat energii w turbogeneratorze w okresie n lat jego eksploatacji

$$K_e = 10^{-3} \Delta P_n H k_h \sum_{i=1}^n q_i \quad (3.28)$$

przy czym: ΔP_n - straty znamionowe,

H - średnia liczba godzin pracy w jednym roku w okresie eksploatacji turbogeneratorsa,

k_h - cena 1 kWh energii elektrycznej,

$q_i = (1 + \frac{p}{100})^{-i}$ - czynnik dyskontujący,

p - stopa procentowa.

Jeśli uwzględnić, że

$$\sum_{i=1}^n q_i = q_1 \frac{1 - q_1^n}{1 - q_1} \quad (3.29)$$

przy czym: $q_1 = (1 + \frac{p}{100})^{-1}$ - czynnik dyskontujący w pierwszym roku eksploatacji

oraz oznaczyć

$$H q_1 \frac{1 - q_1^n}{1 - q_1} = T \quad (3.30)$$

wówczas

$$K_e = 10^{-3} \Delta P_n T k_h \quad (3.31)$$

Ustalenie zależności na zdyskontowany koszt strat energii w turbogeneratorze w okresie jego eksploatacji sprowadza się zatem do sformułowania zależności określającej straty w turbogeneratorze w warunkach znamionowych.

Strate te obejmują:

- straty elektromagnetyczne ΔP_{en} związane z przemagnesowaniem obwodu magnetycznego i z przepływem prądów w uzwojeniach turbogeneratora,
- straty mechaniczne ΔP_{mn} związane z tarciem elementów wirujących i wentylacją turbogeneratora.

Straty elektromagnetyczne ΔP_{en} są sumą strat elektromagnetycznych podstawowych ΔP_p i dodatkowych ΔP_d . Straty podstawowe to straty w rdzeniu stojana powodowane podstawową harmoniczną indukcji magnetycznej, straty w uzwojeniu wzbudzenia i straty w uzwojeniu twornika przy pominięciu efektu wypierania prądu. Stratami dodatkowymi nazywa się straty powodowane strumieniami magnetycznymi rozprzeżeń w tworniku, wyższymi harmonicznymi prądu twornika i wyższymi harmonicznymi rozkładu przestrzennego indukcji magnetycznej wzdłuż rozwiniętego obwodu maszyny. Straty dodatkowe w maszynach małej mocy często pomija się lub przyjmuje się, że stanowią określony procent mocy znamionowej. W turbogeneratorach straty te są znaczne (około 30% strat podstawowych) i muszą być szczegółowo uwzględnione. Straty mechaniczne ΔP_{mn} są sumą strat tarcia ΔP_{mt} i strat wentylacji ΔP_{mw} . Zależą one głównie od wymiarów geometrycznych i stopnia wykorzystania obwodu elektromagnetycznego turbogeneratora. Udziały strat elektromagnetycznych i mechanicznych w całkowitych stratach zależą od mocy znamionowej turbogeneratora. Przy powiększaniu mocy znamionowych turbogeneratorów (szczególnie w zakresie powyżej 100 MVA) zmieniają się stosunkowo nieznacznie ich wymiary geometryczne, natomiast powiększa się stopień wykorzystania obwodu elektromagnetycznego, a w szczególności uzwojeń, co wymaga wprowadzania coraz bardziej intensywnych rodzajów chłodzenia. Z tych powodów udział strat elektromagnetycznych w całkowitych stratach powiększa się przy powiększaniu mocy znamionowych turbogeneratorów. Straty w turbogeneratorze pracującym w warunkach znamionowych

$$\Delta P_n = \Delta P_p + \Delta P_d + \Delta P_{mt} + \Delta P_{mw} \quad (3.32)$$

Straty elektromagnetyczne podstawowe ΔP_p obejmują straty w rdzeniu stojana powodowane podstawową harmoniczną przestrzenną indukcji magnetycz-

nej, straty ΔP_{cu2} w uzwojeniu wzbudzenia i straty ΔP_{cu1} w uzwojeniu twornika przy pominięciu efektu wypierania prądu. Straty w rdzeniu stojana są sumą strat ΔP_{Fz} w zębach stojana i strat ΔP_{Fj} w jarzmie stojana. Straty w zębach i w jarzmie stojana rozpatruje się oddzielnie, ponieważ elementy te różnią się wartościami indukcji magnetycznych (strat jednostkowych).

Straty elektromagnetyczne podstawowe

$$\Delta P_p = \Delta P_{cu2} + \Delta P_{Fz} + \Delta P_{Fj} + \Delta P_{cu1} \quad (3.33)$$

Zależności na poszczególne składniki strat podstawowych, przy założeniu, że indukcja magnetyczna B_2 jest wielkością przyjmowaną, zostały podane w pracy [23]. W niniejszej pracy wielkość ta jest zmienną decyzyjną.

Uwzględniając to i wykorzystując pracę [23] otrzymuje się, po nieznacznych przekształceniach, następujące zależności określające składniki strat podstawowych:

- straty w uzwojeniu wzbudzenia

$$\Delta P_{cu2} = C_M Q_{cu2} S_1^{\frac{3}{4}} (B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} + k_2 B_2^{\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{\frac{3}{4}}) \quad (3.34)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (3.3),

$$Q_{cu2} = \frac{\xi \eta k_{cu2}}{\eta_{cu}} (1 + \alpha \Delta \tau_2), \quad (3.35)$$

η_{cu} - konduktywność miedzi w temperaturze 15°C,

$\Delta \tau_2$ - przyrost temperatury uzwojenia wzbudzenia w znamionowych warunkach pracy turbogeneratora,

α - współczynnik temperaturowy rezystancji uzwojenia,

- straty w zębach stojana

$$\Delta P_{Fz} = C_M Q_{Fz} S_1^{\frac{3}{4}} (B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} \lambda + 2 C_d S_1^{\frac{1}{4}} \lambda) \quad (3.36)$$

przy czym: C_M, C_d - określają wyrażenia (3.3), (3.10),

$$Q_{Fz} = 8 \epsilon \varphi_F \Gamma_F \alpha_z^2 (k_{hz} P_h + k_{wz} P_w) \quad (3.37)$$

k_{hz}, k_{wz} - stałe zależne od rodzaju blachy,

$p = P_h + P_w$ - stratność blachy przy indukcji magnetycznej 1T i częstotliwości 50 Hz,

P_h, P_w - części stratności blachy związane odpowiednio ze stratami powodowanymi histerezą i prądami wirowymi,

- straty w jarzmie stojana

$$\Delta P_{Fj} = C_M (Q_{Fj1} + Q_{Fj2} \lambda) S_1^{\frac{3}{4}} (B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d S_1^{\frac{1}{4}}) \quad (3.38)$$

przy czym: C_M, C_d - określają wyrażenia (3.3), (3.10),

$$Q_{Fj1} = 8(1 + \lambda_j) \lambda_j \varphi_F \Gamma_F \alpha_j^2 (k_{hj} p_h + k_{wj} p_w) \quad (3.39)$$

$$Q_{Fj2} = 16 \lambda_j \varphi_F \Gamma_F \alpha_j^2 (k_{hj} p_h + k_{wj} p_w) \quad (3.40)$$

k_{hj}, k_{wj} - stałe zależne od rodzaju blachy,

- straty w uzwojeniu twornika

$$\Delta P_{cu1} = C_M Q_{cu1} S_1^{\frac{3}{4}} (B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda^{-1} - 2 C_d S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-2} J_2^2 \lambda^{-1} + k_1 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} \lambda^{-1} - k_1 C_d S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-2} J_2^2 \beta \lambda^{-1}) \quad (3.41)$$

przy czym: C_M, C_d - określają wyrażenia (3.3), (3.10),

$$Q_{cu1} = \frac{8(1 + \alpha \Delta \tau_1)}{\gamma_{cu} \lambda_1 k_{cu1}} \left(\frac{\pi^2 \gamma k_{cu2}}{16 \sqrt{2} C k_a k_{u1}} \right)^2 \quad (3.42)$$

$\Delta \tau_1$ - przyrost temperatury uzwojenia twornika w znamionowych warunkach pracy turbogeneratorsa,

γ_{cu} - konduktywność miedzi w temperaturze 15°C.

Wprowadzając wyrażenia (3.34), (3.36), (3.38), (3.41) do równania (3.33) otrzymuje się zależność określającą straty elektromagnetyczne podstawowe

$$\begin{aligned} \Delta P_p = C_M S_1^{\frac{3}{4}} & \left[Q_{cu2} (B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + k_2 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{\frac{3}{4}}) + \right. \\ & + (Q_{Fz} + Q_{Fj2}) (B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda + 2 C_d S_1^{\frac{1}{4}} \lambda) + \\ & + Q_{Fj1} (B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d S_1^{\frac{1}{4}}) + \\ & + Q_{cu1} (B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda^{-1} - 2 C_d S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-2} J_2^2 \lambda^{-1} + \\ & \left. + k_1 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} \lambda^{-1} - k_1 C_d S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-2} J_2^2 \beta \lambda^{-1}) \right] \quad (3.43) \end{aligned}$$

Ustalenie ścisłej zależności określającej straty elektromagnetyczne dodatkowe w znamionowych warunkach pracy turbogeneratorsa jest trudne i praktycznie niemożliwe, głównie ze względu na skomplikowane rozkłady przestrzenne strumieni magnetycznych rozproszeń. Strate te [47] w przybliżeniu spełniają zależność

$$\Delta P_d = \Delta P_{do} + \Delta P_{dz} \quad (3.44)$$

przy czym: ΔP_{do} - straty dodatkowe przy biegu jałowym i napięciu znamionowym,

ΔP_{dz} - straty dodatkowe w stanie zwarcia trójfazowego przy prądzie zwarcia równym prądowi znamionowemu.

Ustalenie zależności określającej straty dodatkowe przy biegu jałowym i w stanie zwarcia trójfazowego jest prostsze, ponieważ strumienie magnetyczne rozproszeń w tworniku wytwarzane przez prądy w uzwojeniach - wzbudzenia i twornika - można określać oddzielnie (w stanie zwarcia obwód magnetyczny turbogeneratorsa jest nienasycony). Mimo takiego uproszczenia podawane w literaturze [16, 30, 47] zależności na straty dodatkowe są tylko relacjami przybliżonymi. W niniejszej pracy będą uwzględniane tylko te spośród strat dodatkowych, których udział w łącznych stratach jest znaczny.

Spośród strat dodatkowych przy biegu jałowym uwzględnia się:

- straty ΔP_{dz10} w zębach stojana i straty P_{dj10} w jarzmie stojana powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkłady przestrzennego przepływu wzbudzenia,
- straty ΔP_{dzpo} pulsacyjne w zębach stojana powodowane zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia wirnika,
- straty ΔP_{dpzo} na powierzchni wirnika powodowane zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia stojana,

natomiast pomija się:

- straty w elementach części czołowej stojana powodowane strumieniami rozproszenia,
- straty w rdzeniu stojana powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez tzw. zębowe harmoniczne rozkłady przestrzennego przepływu wzbudzenia, ponieważ są małe w porównaniu z innymi stratami dodatkowymi.

Spośród strat dodatkowych w stanie zwarcia uwzględnia się:

- straty ΔP_{dz1z} w zębach stojana i straty ΔP_{dj1z} w jarzmie stojana powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkłady przestrzennego przepływu wzbudzenia,
- straty ΔP_{dpz} na powierzchni wirnika powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkłady przestrzennego przepływu oddziaływania twornika,

- straty ΔP_{cu1d} w uzwojeniu twornika powodowane strumieniami magnetycznymi rozproszonych żłobkowych,
- straty ΔP_{dcz} w części czołowej uzwojenia twornika i w elementach części czołowej stojana powodowane strumieniami rozproszenia twornika,

natomiast pomija się:

- straty w rdzeniu stojana powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonej przez tzw. zębów harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia,
- straty na powierzchni wirnika powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez zębów harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu oddziaływania twornika,

ponieważ są małe w porównaniu z innymi stratami dodatkowymi.

Należy przy tym podkreślić, że straty, które pominięto jako małe w porównaniu z innymi stratami dodatkowymi są rzeczywiście małe [13, 47] tylko wtedy, gdy spełniony jest warunek

$$\frac{\delta}{t_{z1}} \geq 0,5 \quad (3.45)$$

przy czym: t_{z1} - podziałka żłobkowa stojana,
 δ - długość promieniowa szczeliny.

W turbogeneratorach, których napięcia znamionowe uzwojeń tworników nie są zadane, warunek określony zależnością (3.45), można zawsze spełnić przez odpowiedni dobór liczby żłobków stojana. Trudności z zachowaniem tego warunku występują w turbogeneratorach małej mocy (do około 50 MVA), których napięcia znamionowe są dostosowywane do typowych napięć (6,3 lub 10,5 kV) sieci elektroenergetycznej. Konieczność zachowania zadanego znamionowego napięcia uzwojenia twornika i podanego warunku może ograniczać dobór zmiennych decyzyjnych (p. 4.5).

Zależności określające uwzględniane straty dodatkowe jako funkcje znamionowej mocy wewnętrznej i zmiennych decyzyjnych zostały wyprowadzone w pracy [23] przy założeniu, że indukcja magnetyczna B_2 jest wielkością przyjmowaną.

W niniejszej pracy indukcja magnetyczna B_2 jest zmienną decyzyjną. Uwzględniając to i wykorzystując pracę [23] otrzymuje się, po nieznacznych przekształceniach, zależności określające składniki strat dodatkowych przy biegu jałowym i w stanie zwarcia.

a. S t r a t y d o d a t k o w e p r z y b i e g u j a ł o w y m

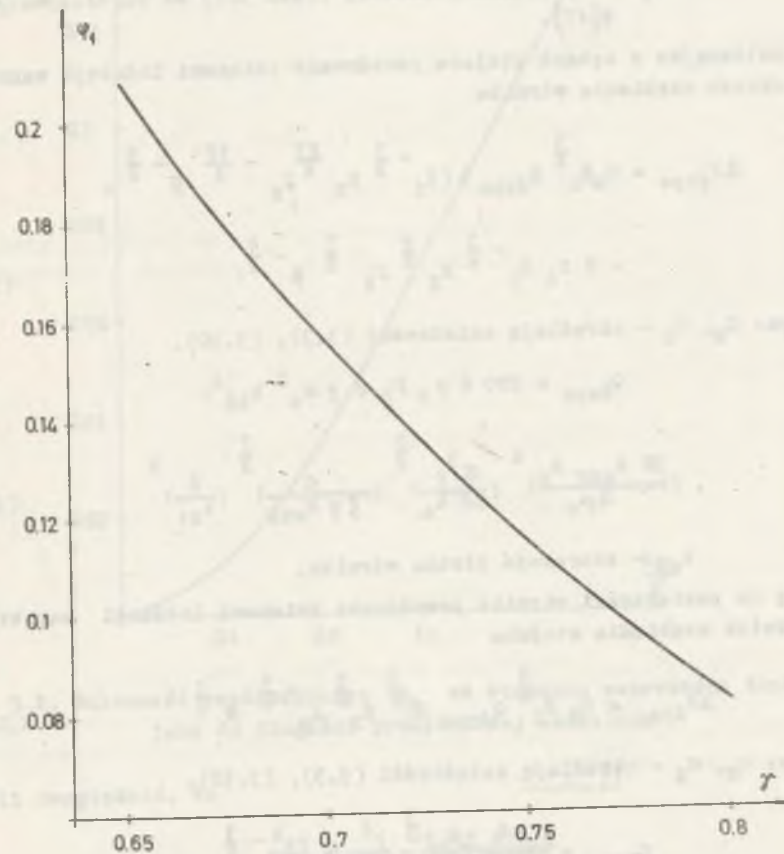
Straty dodatkowe w zębach stojana powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia

$$\Delta P_{dz10} = C_M s_1^{\frac{3}{4}} Q_{dz10} \lambda (B_2^{\frac{5}{4}} I_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d s_1^{\frac{1}{4}}) \quad (3.46)$$

przy czym: C_M, C_d - określają zależności (3.3), (3.10),

$$Q_{dz10} = 86 \varphi_p \Gamma_p k_{wz} p_w \alpha_z^2 \varphi_1 \quad (3.47)$$

φ_1 - współczynnik zależny (rys. 3.1) od współczynnika γ [47]



Rys. 3.1. Zależność współczynnika φ_1 od stosunku liczby uzwojonych żłobków wirnika do liczby podziałek żłobkowych na obwodzie wirnika

Straty dodatkowe w jarzmie stojana powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia

$$\Delta P_{dj10} = C_M s_1^{\frac{3}{4}} (Q'_{dj10} + \lambda Q''_{dj10}) (B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d s_1^{\frac{1}{4}}) \quad (3.48)$$

przy czym: C_M, C_d - określają zależności (3.3), (3.10),

$$Q'_{dj10} = 13,6 (1 + \lambda_j) \lambda_j \varphi_F \Gamma_F \varphi_1 k_{wj} p_w \alpha_j^2 \quad (3.49)$$

$$Q_{dj10} = 27,2 \lambda_j \varphi_F \Gamma_F \varphi_1 k_{wj} p_w \alpha_j^2 \quad (3.50)$$

φ_1 - współczynnik zależny (rys. 3.1) od współczynnika η [47].

Straty pulsacyjne w zębach stojana powodowane zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia wirnika

$$\Delta P_{dzpo} = C_M S_1^{\frac{3}{4}} Q_{dzpo} \lambda (S_1^{-\frac{1}{2}} B_2^{\frac{23}{4}} J_2^{-\frac{17}{4}} \beta^{-\frac{3}{4}} + 2 C_d S_1^{-\frac{1}{4}} B_2^{\frac{9}{2}} J_2^{-\frac{7}{2}} \beta^{-\frac{1}{2}}) \quad (3.51)$$

przy czym: C_M, C_d - określają zależności (3.3), (3.10),

$$Q_{dzpo} = 200 \varepsilon \varphi_F \Gamma_F p \eta \alpha_z^2 b_{z2}^4.$$

$$\cdot \left(\frac{32 \times_{adr} k_c}{\pi \mu_0} \right)^4 \left(\frac{\pi f}{32 k_a} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{C}{S \eta k_{cu2}} \right)^{\frac{7}{2}} \left(\frac{\delta}{t_{z1}} \right)^2 \quad (3.52)$$

b_{z2} - szerokość żłobka wirnika.

Straty na powierzchni wirnika powodowane zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia stojana

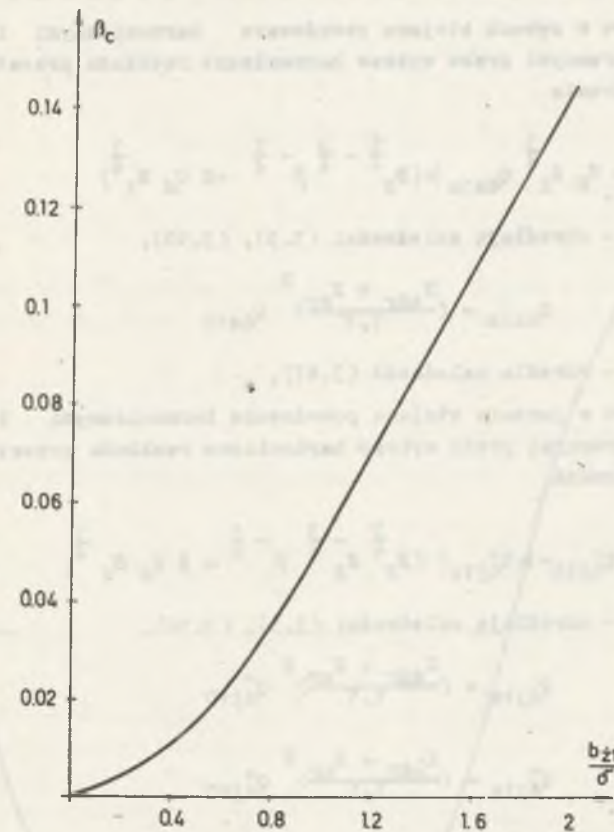
$$\Delta P_{dpzo} = C_M S_1^{\frac{3}{4}} Q_{dpzo} S_1^{\frac{3}{8}} B_2^{\frac{3}{8}} J_2^{-\frac{5}{8}} \beta^{\frac{1}{8}} \quad (3.53)$$

przy czym: C_M, C_d - określają zależności (3.3), (3.10),

$$Q_{dpzo} = \frac{10^8}{\pi \sqrt{2}} \left(\frac{k_c}{f} \right)^{\frac{3}{8}} \left(\frac{C}{S \eta k_{cu2}} \right)^{-\frac{1}{8}} \cdot \left(\frac{\mu_0}{\times_{adr} k_c} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{\delta}{t_{z1}} \right)^{-\frac{1}{2}} k_{c1}^2 \beta_c^2 \quad (3.54)$$

k_{c1} - współczynnik Cartera na skutek uzębienia stojana,

β_c - współczynnik zależny (rys. 3.2) od stosunku b_{z1} szerokości żłobka stojana do długości promieniowej szczeliny δ [47].



Rys. 3.2. Zależność współczynnika β_c od stosunku szerokości żłobka stojana do długości promieniowej szczeliny

Jeżeli uwzględnić, że

$$\frac{b_{z1}}{\delta} = \frac{\lambda_1}{t_{z1}} = \frac{0,42 + 0,5}{t_{z1}}$$

wówczas współczynnik β_c jest zależny od stosunku $\frac{\delta}{t_{z1}}$. Wielkości Q'_{dj10} , Q_{dj10} , Q_{dzpo} , Q_{dpzo} przy określonych danych znamionowych turbogeneratorsa, wielkościach charakterystycznych oraz własnościach blach stojana i stali wirnika są praktycznie stałe. Określenie wartości Q_{dzpo} , Q_{dpzo} wymaga ponadto przyjęcia stosunku $\frac{\delta}{t_{z1}}$ oraz szerokości żłobka wirnika. Stosunek $\frac{\delta}{t_{z1}}$ należy przyjąć możliwie mały lecz spełniający nierówność (3.45). Szerokość żłobka wirnika zgodnie z zależnością (2.17)

$$b_{z2} = 0,5 \pi \sqrt{S} \approx 0,5 \pi \sqrt{2,078} = 0,025 \text{ m}$$

b. Straty dodatkowe w stanie zwarcia

Straty dodatkowe w zębach stojana powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia

$$\Delta P_{dz1z} = C_M S_1^{\frac{3}{4}} Q_{dz1z} \lambda (B_2^{\frac{5}{4}} - \frac{3}{4} \beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d S_1^{\frac{1}{4}}) \quad (3.55)$$

przy czym: C_M, C_d - określają zależności (3.3), (3.10),

$$Q_{dz1z} = \left(\frac{X_{adr} + X_{sr}}{1,1} \right)^2 Q_{dz10} \quad (3.56)$$

Q_{dz10} - określa zależność (3.47).

Straty dodatkowe w jarzmie stojana powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia

$$\Delta P_{dj1z} = C_M S_1^{\frac{3}{4}} (Q'_{dj1z} + \lambda Q''_{dj1z}) (B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d S_1^{\frac{1}{4}}) \quad (3.57)$$

przy czym: C_M, C_d - określają zależności (3.3), (3.10),

$$Q'_{dj1z} = \left(\frac{X_{adr} + X_{sr}}{1,1} \right)^2 Q'_{dj10} \quad (3.58)$$

$$Q''_{dj1z} = \left(\frac{X_{adr} + X_{sr}}{1,1} \right)^2 Q''_{dj10} \quad (3.59)$$

Q'_{dj10}, Q''_{dj10} - określają zależności (3.49), (3.50).

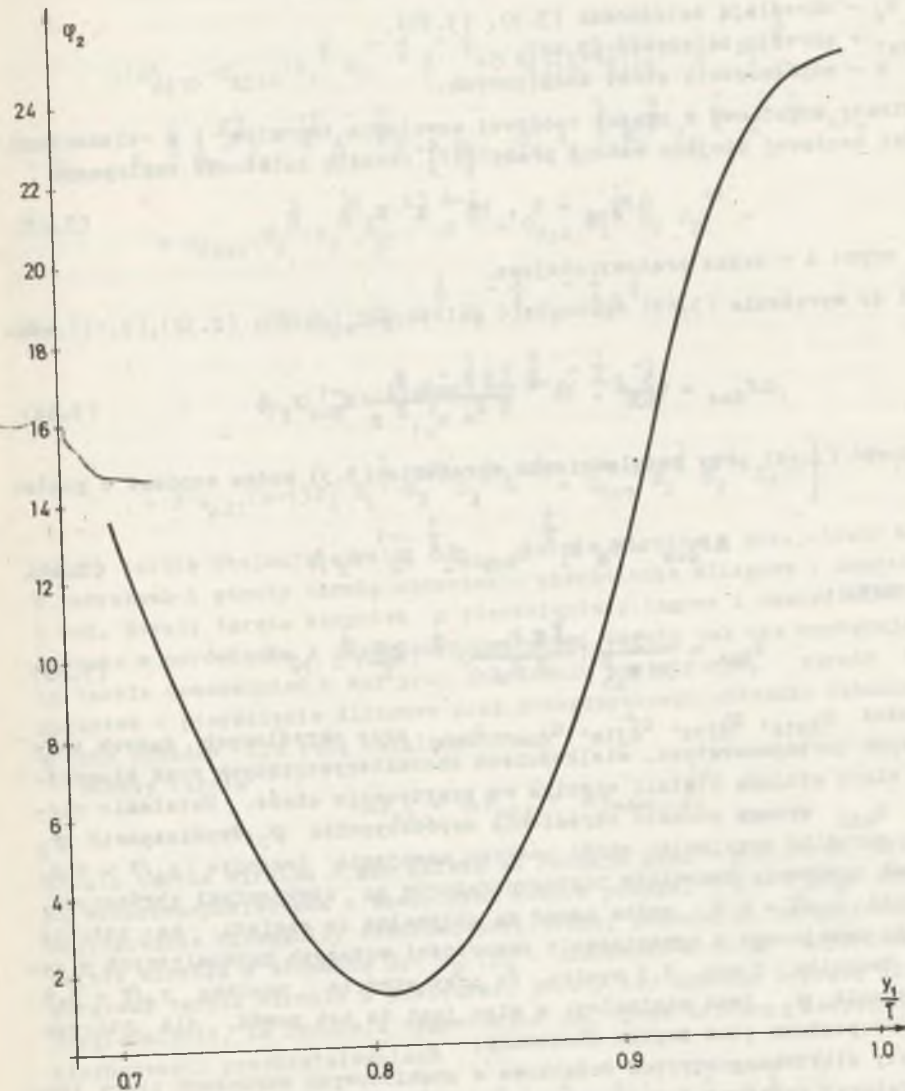
Straty na powierzchni wirnika powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu oddziaływania twornika

$$\Delta P_{dpz} = C_M S_1^{\frac{3}{4}} Q_{dpz} (S_1^{\frac{1}{4}} B_2 J_2^{-1} + 3 C_d S_1^{\frac{1}{2}} B_2^{-\frac{1}{4}} J_2^{-\frac{1}{4}} \beta^{\frac{1}{4}}) \quad (3.60)$$

przy czym: C_M, C_d - określają zależności (3.3), (3.10),

$$Q_{dpz} = \frac{16}{\pi} \cdot 10^{-9} \varphi_2 \left(\frac{X_{adr}}{k_{u1} k_a \mu_0} \right)^2 \left(\frac{C k_a}{I_s \delta k_{cu2}} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (3.61)$$

φ_2 - współczynnik zależny (rys. 3.3) od skrótu poskołu uzwojenia twornika [47].



Rys. 3.3. Zależność współczynnika φ_2 od skrótu poskołu uzwojenia twornika

Straty w uzwojeniu twornika powodowane strumieniami magnetycznymi rozproszonych żłobkowych

$$\Delta P_{cu1d} = C_M S_1^{\frac{3}{4}} Q_{cu1}^{(k-1)} (B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda^{-1} - 2 C_d S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-2} J_2^2 \lambda^{-1}) \quad (3.62)$$

przy czym:

C_M, C_d - określają zależności (3.3), (3.10),

Q_{cu1} - określa zależność (3.42),

k - współczynnik strat dodatkowych.

Straty dodatkowe w części czołowej uzwojenia twornika i w elementach części czołowej stojana według pracy [47] określa zależność empiryczna

$$\Delta P_{dcz} = 5 \cdot 10^{-6} A^2 D_1^2 \quad (3.63)$$

przy czym: A - okład prądowy stojana.

Jeśli do wyrażenia (3.63) wprowadzić zależności (2.29), (2.32), (2.14), wówczas

$$\Delta P_{dcz} = \frac{5}{16\pi} \cdot 10^{-6} \frac{\xi \gamma k_{cu2} S_1}{C k_a k_{u1} r} B_2^{-1} J_2 \beta \quad (3.64)$$

Zależność (3.64) przy uwzględnieniu wyrażenia (3.3) można zapisać w postaci

$$\Delta P_{dcz} = C_M S_1^{\frac{3}{4}} Q_{dcz} S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-1} J_2 \beta \quad (3.65)$$

przy czym:

$$Q_{dcz} = \frac{5}{32 k_{u1}^2} \left(\frac{\xi \gamma k_{cu2}}{C k_a} \right)^{\frac{7}{4}} \left(\frac{2\pi}{r} \right)^{\frac{1}{4}} \cdot 10^{-6} \quad (3.66)$$

Wielkości $Q_{dz1z}, Q'_{dj1z}, Q''_{dj1z}, Q_{dpz}, Q_{dcz}$ przy określonych danych znamionowych turbogeneratorsa, wielkościach charakterystycznych oraz własnościach blach stojana i stali wirnika są praktycznie stałe. Ustalenie wartości Q_{dpz} wymaga ponadto określenia współczynnika φ_2 . Współczynnik φ_2 należy określić przyjmując skrót poskoku uzwojenia twornika $y_1/\tau = 0,8$, ponieważ uzwojenia tworników turbogeneratorów są uzwojeniami skróconymi, a wartość $y_1/\tau = 0,8$, można uznać za optymalną ze względu na zużycie przewodu nawojowego i ograniczenie zawartości wyższych harmonicznych w napięciu twornika. Z rys. 3.3 wynika, że przy skrócie poskoku $y_1/\tau = 0,8$ współczynnik φ_2 jest minimalny, a więc jest to też powód, dla którego ten skrót poskoku jest zwykle stosowany.

Straty elektromagnetyczne dodatkowe w znamionowych warunkach pracy turbogeneratorsa, wyrażone jako suma strat dodatkowych przy biegu jałowym i napięciu znamionowym oraz strat dodatkowych w stanie zwarcia trójfazowego przy prądzie zwarcia równym prądowi znamionowemu, są zatem określone zależnością

$$\begin{aligned} \Delta P_d = C_M S_1^{\frac{3}{4}} & \left[(Q_{dz10} + Q_{dz1z} + Q'_{dj10} + Q''_{dj1z}) B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda + \right. \\ & + 2(Q_{dz10} + Q_{dz1z} + Q'_{dj10} + Q''_{dj1z}) C_d S_1^{\frac{1}{4}} \lambda + \\ & + (Q'_{dj10} + Q''_{dj1z}) B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + 2(Q'_{dj10} + Q''_{dj1z}) C_d S_1^{\frac{1}{4}} + \\ & + Q_{dzpo} S_1^{-\frac{1}{2}} B_2^{\frac{23}{4}} J_2^{-\frac{17}{4}} \beta^{-\frac{3}{4}} \lambda + 2 Q_{dzpo} C_d S_1^{-\frac{1}{4}} B_2^{\frac{9}{2}} J_2^{-\frac{7}{2}} \beta^{-\frac{1}{2}} \lambda + \\ & + Q_{dpzo} S_1^{\frac{3}{8}} B_2^{\frac{3}{8}} J_2^{-\frac{5}{8}} \beta^{\frac{1}{8}} + Q_{dpz} S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-1} J_2 + \\ & + 3 Q_{dpz} C_d S_1^{\frac{1}{2}} B_2^{-\frac{1}{4}} J_2^{-\frac{1}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} + \\ & \left. + Q_{cu1}^{(k-1)} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda^{-1} + \right. \\ & \left. + 2 Q_{cu1}^{(k-1)} C_d S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-2} J_2^2 \lambda^{-1} + Q_{dcz} S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{-1} J_2 \beta \right] \quad (3.67) \end{aligned}$$

Straty tarcia obejmują straty ΔP_{mtg} tarcia wirnika o gaz, straty ΔP_{mtp} w łożyskach i straty tarcia szczotek o pierścienie ślizgowe i uszczelnień o wał. Straty tarcia szczotek o pierścienie ślizgowe i uszczelnień o wał są małe w porównaniu z pozostałymi stratami tarcia lub nie występują (straty tarcia uszczelnień o wał przy chłodzeniu powietrznym, straty tarcia szczotek o pierścienie ślizgowe przy bezszczotkowym układzie wzbudzenia) i z tych powodów nie będą uwzględnione.

Straty tarcia

$$\Delta P_{mt} = \Delta P_{mtg} + \Delta P_{mtp} \quad (3.68)$$

Straty tarcia wirnika o gaz należą od rodzaju gazu - powietrze, mieszanina wodorowo-powietrzna o zawartości wodoru powyżej 97% - i jego ciśnienia. Zastosowanie mieszaniny wodorowo-powietrznej pozwala na zmniejszenie strat tarcia wirnika w stosunku $0,1 p_H$ (p_H - ciśnienie wodoru) w porównaniu ze stratami tarcia wirnika o powietrze. Straty te, zgodnie z pracą [23], przy uwzględnieniu, że indukcja magnetyczna B_2 jest zmienną decyzyjną i po nieznacznych przekształceniach

$$\Delta P_{mtg} = C_M S_1^{\frac{3}{4}} Q_{mtg} S_1^{\frac{1}{2}} \left(B_2^{-\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{5}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} + B_2^{-\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{5}{4}} \beta^{\frac{5}{4}} \right) \quad (3.69)$$

przy czym:

C_M - określa zależność (3.3)

$$Q_{mtg} = 57,3 \cdot 10^3 \frac{32}{\pi^3} \left(\frac{2 \pi C k_a}{r^3 \gamma k_{cu2}} \right)^{\frac{1}{2}} - \text{dla powietrza} \quad (3.70)$$

$$Q_{mtg} = 5,73 \cdot 10^3 \frac{32}{\pi^3} \left(\frac{2 \pi C k_a}{r^3 \gamma k_{cu2}} \right)^{\frac{1}{2}} p_H - \text{dla wodoru} \quad (3.71)$$

Straty tarcia w łożyskach są w przybliżeniu proporcjonalne do masy elementów elektromagnetycznie czynnych wirnika, a zatem

$$\Delta P_{mtp} = C_{tp} (G_{F2} + G_{u2} + G_{i2}) \quad (3.72)$$

przy czym: $C_{tp} = 4,5 \div 5 \text{ W/kg}$,

G_{F2} , G_{u2} , G_{i2} - masy stali wirnika, przewodów nawojowych i izolacji głównej uzwojenia wzbudzenia.

Jeśli do wyrażenia (3.72) wprowadzić zależności (3.2), (3.5), (3.7), wówczas straty w łożyskach

$$\Delta P_{mtp} = C_M S_1^{\frac{3}{4}} (Q'_{mtp} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + Q''_{mtp} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{\frac{3}{4}}) \quad (3.73)$$

przy czym:

C_M - określa zależność (3.3),

$$Q'_{mtp} = C_{tp} (G'_{F2} + G_{u2} + G_{i2}) \quad (3.74)$$

$$G'_{F2} = (2 - \gamma \xi) \Gamma_F \quad (3.75)$$

$$Q''_{mtp} = C_{tp} (G_{u2} + G_{i2}) k_2 \quad (3.76)$$

G_{u2} , G_{i2} - określają zależności (3.6), (3.8).

Wprowadzając wyrażenia (3.69), (3.73) do równania (3.68) otrzymuje się przybliżoną zależność na straty tarcia

$$\Delta P_{mt} = C_M S_1^{\frac{3}{4}} (Q_{mtg} S_1^{\frac{1}{2}} B_2^{-\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{5}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} + Q_{mtg} S_1^{\frac{1}{2}} B_2^{-\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{5}{4}} \beta^{\frac{5}{4}} + Q'_{mtp} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + Q''_{mtp} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{\frac{3}{4}}) \quad (3.77)$$

Wielkości Q_{mtg} , Q'_{mtp} , Q''_{mtp} przy określonych danych znamionowych, wielkościach charakterystycznych i własnościach materiałowych stali wirnika i uzwojenia wzbudzenia są praktycznie stałe.

Straty wentylacyjne obejmują straty związane z odprowadzeniem ciepła wytwarzanego w turbogeneratorze przez wydzielane w nim straty elektromagnetyczne i straty tarcia wirnika o gaz. Straty wentylacyjne zależą więc od wartości odprowadzanych strat, sposobu ich odprowadzania, zastosowane-

go czynnika chłodzącego i dróg jego przepływu. Ustalenie ścisłych zależności na straty wentylacyjne jako funkcji zmiennych decyzyjnych jest skomplikowane głównie na skutek trudności związanych z ustaleniem analitycznych zależności na opory dróg przepływu czynnika chłodzącego.

W turbogeneratorach o chłodzeniu gazowym (powietrznym lub wodorowym) straty wentylacyjne zależą od rodzaju gazu i jego ciśnienia oraz intensywności przepływu i rozwiązania dróg przepływu gazu. W przybliżeniu można przyjąć, że w turbogeneratorach o chłodzeniu gazowym straty wentylacyjne są proporcjonalne do łącznych strat wydzielanych w maszynie, a zatem

$$\Delta P_{mw} = C_{mw} (\Delta P_p + \Delta P_d + \Delta P_{mtg}) \quad (3.78)$$

przy czym: ΔP_p , ΔP_d , ΔP_{mtg} - określają zależności (3.43), (3.67), (3.69).

Współczynnik proporcjonalności C_{mw} zależy od rodzaju gazu i jego ciśnienia. Przybliżoną wartość współczynnika C_{mw} można określić na podstawie danych projektowych wykonanych turbogeneratorów, np. $C_{mw} = (0,15 - 0,2)$ dla turbogeneratorów o chłodzeniu powietrznym i radialnym systemie kanałów wentylacyjnych. W turbogeneratorach o wodnym chłodzeniu uzwojeń straty związane z przepływem wody są małe i można je pominąć w porównaniu z pozostałymi stratami wentylacyjnymi związanymi z gazowym odprowadzeniem ciepła z elementów obwodu magnetycznego. W związku z tym można w przybliżeniu przyjąć, że straty wentylacyjne w turbogeneratorach o wodnym chłodzeniu uzwojeń

$$\Delta P_{mw} = C_{mw} [(\Delta P_p + \Delta P_d + \Delta P_{mtg}) - (\Delta P_{cu2} + \Delta P_{cu1} + \Delta P_{cu1d})] \quad (3.79)$$

przy czym: ΔP_p , ΔP_d , ΔP_{mtg} - określają zależności (3.43), (3.67), (3.69),
 ΔP_{cu2} , ΔP_{cu1} , ΔP_{cu1d} - określają zależności (3.34), (3.41), (3.62).

Zmiany strat tarcia i strat wentylacyjnych przy różnych rodzajach chłodzenia turbogeneratora powodują, że zdyskontowany koszt strat energii wydzielanych w turbogeneratorze w okresie jego eksploatacji zależy od rodzaju chłodzenia.

Wprowadzając wyrażenia (3.32), (3.43), (3.67), (3.77), (3.78) do równania (3.31) otrzymuje się zależność określającą zdyskontowany koszt strat energii w turbogeneratorze o chłodzeniu gazowym w okresie jego eksploatacji

$$K_c = C_M S_1^{\frac{3}{4}} k_h (c_8 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + c_9 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} + c_{10} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda^{-1} + c_{11} B_2^{-2} J_2^2 \lambda^{-1} + c_{12} B_2^{-\frac{3}{3}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} \lambda^{-1} + c_{13} B_2^{-2} J_2^2 \beta \lambda^{-1} +$$

$$\begin{aligned}
 & + c_{14} B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda + c_{15} \lambda + c_{16} + c_{17} B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + \\
 & + c_{18} B_2^{\frac{23}{4}} J_2^{-\frac{17}{4}} \beta^{-\frac{3}{4}} \lambda + c_{19} B_2^{\frac{9}{2}} J_2^{-\frac{5}{8}} \beta^{-\frac{1}{2}} \lambda + c_{20} B_2^{\frac{3}{8}} J_2^{-\frac{5}{8}} \beta^{\frac{1}{8}} + \\
 & + c_{21} B_2 J_2^{-1} + c_{22} B_2^{-\frac{1}{4}} J_2^{-\frac{1}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} + c_{23} B_2^{-1} J_2 \beta + c_{24} B_2^{-\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{5}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} + \\
 & + c_{24} B_2^{-\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{5}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} + c_{25} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + c_{26} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} \quad (3.80)
 \end{aligned}$$

przy czym:

$$c_8 = T(1+C_{mw}) Q_{cu2} \cdot 10^{-3} \quad (3.81)$$

$$c_9 = T(1+C_{mw}) k_2 Q_{cu2} \cdot 10^{-3} \quad (3.82)$$

$$c_{10} = T(1+C_{mw}) k Q_{cu1} \cdot 10^{-3} \quad (3.83)$$

$$c_{11} = -2 T(1+C_{mw}) c_d k Q_{cu1} S_i^{\frac{1}{4}} \cdot 10^{-3} \quad (3.84)$$

$$c_{12} = T(1+C_{mw}) k_1 Q_{cu1} \cdot 10^{-3} \quad (3.85)$$

$$c_{13} = -T(1+C_{mw}) k_1 Q_{cu1} c_d S_i^{\frac{1}{4}} \cdot 10^{-3} \quad (3.86)$$

$$c_{14} = T(1+C_{mw}) (Q_{Fz} + Q_{dz10} + Q_{dz1z} + Q_{Fj2} + Q_{dj10} + Q_{dj1z}) \cdot 10^{-3} \quad (3.87)$$

$$\begin{aligned}
 c_{15} = 2T(1+C_{mw}) (Q_{Fz} + Q_{dz10} + Q_{dz1z} + \\
 + Q_{Fj2} + Q_{dj10} + Q_{dj1z}) c_d S_i^{\frac{1}{4}} \cdot 10^{-3} \quad (3.88)
 \end{aligned}$$

$$c_{16} = 2 T(1+C_{mw}) (Q_{Fj1} + Q_{dj10} + Q_{dj1z}) c_d S_i^{\frac{1}{4}} \cdot 10^{-3} \quad (3.89)$$

$$c_{17} = T(1+C_{mw}) (Q_{Fj1} + Q_{dj10} + Q_{dj1z}) \cdot 10^{-3} \quad (3.90)$$

$$c_{18} = T(1+C_{mw}) Q_{dzpo} \cdot S_i^{-\frac{1}{2}} \cdot 10^{-3} \quad (3.91)$$

$$c_{19} = 2 T(1+C_{mw}) Q_{dzpo} c_d S_i^{-\frac{1}{4}} \cdot 10^{-3} \quad (3.92)$$

$$c_{20} = T(1+C_{mw}) Q_{dpzo} S_i^{\frac{3}{8}} \cdot 10^{-3} \quad (3.93)$$

$$c_{21} = T(1+C_{mw}) Q_{dpz} S_i^{\frac{1}{4}} \cdot 10^{-3} \quad (3.94)$$

$$c_{22} = 3 T(1+C_{mw}) Q_{dpz} c_d S_i^{\frac{1}{2}} \cdot 10^{-3} \quad (3.95)$$

$$c_{23} = T(1+C_{mw}) Q_{dcz} S_i^{\frac{1}{4}} \cdot 10^{-3} \quad (3.96)$$

$$c_{24} = T(1+C_{mw}) Q_{mtg} \cdot S_i^{\frac{1}{2}} \cdot 10^{-3} \quad (3.97)$$

$$c_{25} = T Q'_{mtp} \cdot 10^{-3} \quad (3.98)$$

$$c_{26} = T Q''_{mtp} \cdot 10^{-3} \quad (3.99)$$

Wprowadzając wyrażenia (3.32), (3.43), (3.67), (3.77), (3.79) do równania (3.31) otrzymuje się zależność na zdyskontowany koszt strat w turbogeneratorze o wodnym chłodzeniu uzwojeń w okresie eksploatacji. Koszt ten określa zależność (3.80) jeżeli zamiast stałych $c_8, c_9, c_{10}, c_{11}, c_{12}, c_{13}$, wprowadzić odpowiednio:

$$c'_8 = T Q_{cu2} \cdot 10^{-3}$$

$$c'_9 = T k_2 Q_{cu2} \cdot 10^{-3}$$

$$c'_{10} = T k Q_{cu1} \cdot 10^{-3}$$

$$c'_{11} = 2 T c_d k Q_{cu1} \cdot S_i^{\frac{1}{4}} \cdot 10^{-3}$$

$$c'_{12} = T k_1 Q_{cu1} \cdot 10^{-3}$$

$$c'_{13} = -T k_1 Q_{cu1} c_d S_i^{\frac{1}{4}} \cdot 10^{-3}$$

3.4. Analityczna postać funkcji celu

Funkcja celu, przy przyjętych założeniach, jest sumą kosztu K_m elementów elektromagnetycznie czynnych i zdyskontowanego kosztu K_e strat energii w turbogeneratorze w okresie jego eksploatacji. Biorąc pod uwagę za-

leżności (3.19), (3.80) za funkcję celu stanowiącą podstawę doboru zmiennych decyzyjnych B_2, J_2, β, λ można przyjąć zależność

$$\begin{aligned}
 K = & c_1 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + c_2 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} + c_3 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda + \\
 & + c_4 B_2^{-2} \lambda + c_5 B_2^{-2} + c_6 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} \lambda + c_7 B_2^{-2} \beta \lambda + \\
 & + c_8 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + c_9 B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} + c_{10} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda^{-1} + \\
 & + c_{11} B_2^{-2} J_2^2 \lambda^{-1} + c_{12} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} \lambda^{-1} + c_{13} B_2^{-2} J_2^2 \beta \lambda^{-1} + \\
 & + c_{14} B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \lambda + c_{15} \lambda + c_{17} B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + \\
 & + c_{18} B_2^{\frac{23}{4}} J_2^{-\frac{17}{4}} \beta^{-\frac{3}{4}} \lambda + c_{19} B_2^{\frac{9}{2}} J_2^{-\frac{5}{8}} \beta^{-\frac{1}{2}} \lambda + c_{20} B_2^{\frac{3}{8}} J_2^{-\frac{5}{8}} \beta^{\frac{1}{8}} + \\
 & + c_{21} B_2^{-1} J_2^{-1} + c_{22} B_2^{-\frac{1}{4}} J_2^{-\frac{1}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} + c_{23} B_2^{-1} J_2 \beta + c_{24} B_2^{-\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{5}{4}} \beta^{\frac{5}{4}} + \\
 & + c_{24} B_2^{-\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{5}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} + c_{25} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} + c_{26} B_2^{-\frac{3}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} \quad (3.100)
 \end{aligned}$$

przy czym: ($c_1 \div c_7$) określają zależności (3.20 \div 3.26),
 ($c_8 \div c_{26}$) określają zależności (3.81 \div 3.99).

Dobór zmiennych decyzyjnych polega [9, 19, 53] na określeniu minimum funkcji celu przy ograniczeniach wynikających, np. z dopuszczalnych naprężeń mechanicznych wirnika, z dopuszczalnych spadków temperatury w izolacjach uzwojeń. Przeprowadzenie doboru zmiennych decyzyjnych wymaga analitycznego określenia funkcji ograniczeń.

4. FUNKCJE OGRANICZEŃ

Funkcje ograniczeń to zależności jakie muszą spełniać zmienne decyzyjne aby nie zostały przekroczone dopuszczalne wartości niektórych wielkości projektowanego turbogeneratora, np. średnicy wirnika, spadków temperatury w izolacjach uzwojeń lub aby turbogenerator spełniał dodatkowe wymagania związane, np. z zadaniem napięciem znamionowym uzwojenia twornika, z założoną względną reaktancją rozproszenia. Niektóre z funkcji ograniczeń zależą między innymi od rodzaju chłodzenia turbogeneratora i ich spełnienie jest często możliwe przy różnych rodzajach chłodzenia. Dobór rodzaju chłodzenia należy wtedy przeprowadzić przez porównanie kilku wariantów rozwiązania turbogeneratora o różnych rodzajach chłodzenia.

4.1. Funkcje ograniczeń ze względu na wytrzymałość mechaniczną wirnika

Średnica i długość wirnika, wykonywanego zwykle ze stali o najlepszych osiągalnych własnościach wytrzymałościowych, są ograniczone przez dopuszczalne naprężenia mechaniczne i drgania wału. Dla turbogeneratorów o znamionowej częstotliwości $f = 50$ Hz

- średnica wirnika $D_2 \leq D_{2g} \approx 1,3$ m ze względu na naprężenia mechaniczne powodowane siłą odśrodkową,
- długość wirnika $l_2 \leq l_{2g} \approx 6,5$ m przy $D_2 = D_{2g}$ ze względu na drgania wału.

Wynikające stąd ograniczenia, przy uwzględnieniu wyrażenia (2.14), są określone zależnościami

$$\frac{2}{\pi} \left(\frac{2 \pi S_1 G \beta k_{du2}}{f J_2 B_2^2 \sigma k_{du2}} \right)^{\frac{1}{4}} \leq D_{2g} \quad (4.1)$$

$$\beta \geq \frac{D_{2g}}{l_{2g}} \quad (4.2)$$

Po przekształceniach wyrażeń (4.1), (4.2) funkcje ograniczeń ze względu na wytrzymałość mechaniczną wirnika są określone zależnościami:

$$B_2^{-1} J_2^{-1} \beta \leq c_{31} \quad (4.3)$$

$$\beta \geq c_{32} \quad (4.4)$$

przy czym:

$$c_{31} = D_{2g}^4 \frac{\pi^3 r^3 \gamma k_{cu2}}{32 S_1 C k_a} \quad (4.5)$$

$$c_{32} = \frac{D_{2g}}{12g} \quad (4.6)$$

4.2. Funkcja ograniczenia ze względu na złożoną względną reaktancję rozproszenia uzwojenia twornika

Względna reaktancja X_{Sr} rozproszenia uzwojenia twornika jest jedną z wielkości charakterystycznych. Jej wartość przyjmuje się z podanego przedziału zmian (p. 2.1) uwzględniając, że stanowi ona główną składową względną reaktancji podprzejściowej decydującej o udarowym prądzie zwarcia i związanych z nim sił elektrodynamicznych i momentów elektromagnetycznych. Przyjęcie względnej reaktancji rozproszenia powoduje ograniczenie doboru zmiennych decyzyjnych. Określenie funkcji ograniczenia wymaga posługiwania się jedną ze składowych względnej reaktancji rozproszenia, a mianowicie względną reaktancją $X_{s\dot{z}r}$ powodowaną strumieniami rozproszenia żłobkowego. Względna reaktancja rozproszenia powodowana strumieniami rozproszenia żłobkowego

$$X_{s\dot{z}r} = p_1 X_{Sr} \quad (4.7)$$

Współczynnik p_1 jest praktycznie stały ($p_1 = 0,5 \div 0,7$), ponieważ w turbogeneratorach stosuje się z reguły uzwojenia dwuwarstwowe pętlicowe o skróconym poskoku $y_1/\tau \approx 0,8$. Względna reaktancja powodowana strumieniami rozproszenia żłobkowego np. na podstawie [29]

$$X_{s\dot{z}r} \approx \frac{\pi \mu_0 \theta_{an} l_1 h_{z1}}{2 m q k_{u1}^2 \phi b_{z1}} \left(\frac{y_1}{\tau} + 1 \right) \quad (4.8)$$

- przy czym: m - liczba faz,
 l_1 - długość obliczeniowa stojana,
 q - liczba żłobków na biegun i fazę,
 ϕ - strumień magnetyczny,
 θ_{an} - znamionowy przepływ oddziaływania twornika.

Jeśli uwzględnić, że:

$$m = 3$$

$$l_1 \approx \frac{D_2}{p} \quad (4.9)$$

$$\phi = B_2 \frac{D_2^2}{\beta} \quad (4.10)$$

$$q = \frac{z_1}{6} \quad (4.11)$$

$$b_{z1} = \lambda_1 t_{z1} = \lambda_1 \frac{\pi D_1}{z_1} \quad (4.12)$$

wówczas

$$X_{s\dot{z}r} \approx \frac{\mu_0 \theta_{an} h_{z1}}{D_1 k_{u1}^2 B_2 D_2 \lambda_1} \left(\frac{y_1}{\tau} + 1 \right)$$

a po wprowadzeniu zależności (2.2), (2.28), (2.14)

$$X_{s\dot{z}r} \approx \frac{\mu_0}{16 k_{u1}^2 \lambda_1} \left(\frac{y_1}{\tau} + 1 \right) \left(\frac{\gamma k_{cu2}}{C k_a} \right)^{\frac{3}{4}} \left(\frac{2\pi S_1}{I} \right)^{\frac{1}{4}} B_2^{-\frac{5}{4}} J_2^{\frac{3}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} \quad (4.13)$$

Korzystając z wyrażen (4.7), (4.13) otrzymuje się zależność

$$c_{33} = c_{34} B_2^{-\frac{5}{4}} J_2^{\frac{3}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} \lambda \quad (4.14)$$

przy czym:

$$c_{33} = X_{Sr} \quad (4.15)$$

$$c_{34} = \frac{\mu_0}{16 p_1 k_{u1}^2 \lambda_1} \left(\frac{y_1}{\tau} + 1 \right) \left(\frac{\gamma k_{cu2}}{C k_a} \right)^{\frac{3}{4}} \left(\frac{2\pi S_1}{I} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (4.16)$$

która jest funkcją ograniczenia ze względu na założoną względną reaktancję rozproszenia uzwojenia twornika.

4.3. Funkcje ograniczeń ze względu na dopuszczalne spadki temperatury w izolacjach uzwojeń

Przyrost temperatury miedzi uzwojenia przy pośrednim gazowym chłodzeniu uzwojeń

$$\Delta\tau = \Delta\tau_g + \Delta\tau_p + \Delta\tau_f + \Delta\tau_i \quad (4.17)$$

- przy czym: $\Delta\tau_g$ - przyrost temperatury gazu chłodzącego,
 $\Delta\tau_p$ - spadek temperatury między gazem a powierzchnią,
 $\Delta\tau_f$ - spadek temperatury w blachach stojana lub stali wirnika,
 $\Delta\tau_i$ - spadek temperatury w izolacji uzwojenia.

Przyrost temperatury miedzi uzwojenia powinien być co najwyżej równy dopuszczalnemu przyrostowi temperatury określonego przez klasę izolacji uzwojenia. Rozdział przyrostu temperatury miedzi uzwojenia na poszczególne składniki, przy określonych własnościach materiałów w okresie przewodnictwa cieplnego, zależy od rodzaju gazu chłodzącego i jego ciśnienia. Rozdział ten był przedmiotem szeregu badań eksperymentalnych i na tej

podstawie, np. [24, 47] można określić przybliżony dopuszczalny spadek temperatury $\Delta\tau_{id}$ w izolacji uzwojenia, np. dla chłodzenia powietrznego i izolacji klasy B dopuszczalny spadek temperatury w izolacji uzwojenia twornika $\Delta\tau_{id1} \approx 45^\circ\text{C}$. Znajomość dopuszczalnych spadków temperatury w izolacji uzwojenia wzbudzenia i twornika, przy określonym gazie chłodzącym i jego ciśnieniu, pozwala na określenie wynikających stąd funkcji ograniczeń. Zakłada się przy tym, że ciepło powstające w uzwojeniach przechodzi wyłącznie przez powierzchnie boczne żłobka. Spadek temperatury w izolacji uzwojenia wzbudzenia

$$\Delta\tau_{i2} = \frac{\Delta p_{cu2}}{2 h_{z2} \lambda_{i2}} \quad (4.18)$$

przy czym: Δp_{cu2} - straty w uzwojeniu na jednostkę długości żłobka wirnika,

h_{z2} - wysokość żłobka wirnika,

λ_{i2} - przewodność cieplna izolacji uzwojenia wzbudzenia w $[\text{W}/\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}]$.

Straty w uzwojeniu na jednostkę długości żłobka wirnika

$$\Delta p_{cu2} = J_2^2 \frac{S_{z2} k_{cu2}}{\vartheta_{cu}} (1 + \alpha \Delta\tau_2) \quad (4.19)$$

Przekrój poprzeczny żłobka wirnika turbogeneratora o pośrednim gazowym chłodzeniu uzwojenia wzbudzenia ma kształt prostokąta, którego wymiary określają zależności (2.17), (2.18), a zatem powierzchnia przekroju

$$S_{z2} = \frac{\pi}{8} \frac{D_2^2 J_2}{N_2} \quad (4.20)$$

Wprowadzając wyrażenia (4.19), (4.20), (2.18), (2.3) do zależności (4.18), otrzymuje się:

$$\Delta\tau_{i2} = J_2^2 \frac{\pi}{4} \cdot \frac{1 + \alpha \Delta\tau_2}{\vartheta_{cu} \lambda_{i2}} \sqrt[3]{\pi k_{cu2}} \quad (4.21)$$

Spadek temperatury w izolacji uzwojenia wzbudzenia musi spełniać warunek

$$\Delta\tau_{i2} \leq \Delta\tau_{i2d} \quad (4.22)$$

przy czym: $\Delta\tau_{i2d}$ - dopuszczalny spadek temperatury w izolacji uzwojenia wzbudzenia.

Korzystając z wyrażeń (4.21), (4.22) otrzymuje się zależność

$$J_2 \leq c_{35} \quad (4.23)$$

przy czym:

$$c_{35} = \left(\frac{4 \Delta\tau_{i2d} \vartheta_{cu} \lambda_{i2}}{\pi (1 + \alpha \Delta\tau_2) \sqrt[3]{\pi k_{cu2}}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (4.24)$$

która jest funkcją ograniczenia ze względu na dopuszczalny spadek temperatury w izolacji uzwojenia wzbudzenia. Spadek temperatury w izolacji uzwojenia twornika

$$\Delta\tau_{i1} = \frac{\Delta p_{cu1}}{2 h_{z1} \lambda_{i1}} \quad (4.25)$$

przy czym: Δp_{cu1} - straty w uzwojeniu na jednostkę długości żłobka stojana,

h_{z1} - wysokość żłobka stojana,

λ_{i1} - przewodność cieplna izolacji uzwojenia twornika w $[\text{W}/\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}]$.

Straty w uzwojeniu na jednostkę długości żłobka stojana

$$\Delta p_{cu1} = k J_1^2 \frac{S_{z1} k_{cu1}}{\vartheta_{cu}} (1 + \alpha \Delta\tau_1) \quad (4.26)$$

Jeśli uwzględnić dodatkowo zależność (2.2) oraz, że:

- powierzchnia przekroju poprzecznego żłobka stojana

$$S_{z1} = b_{z1} h_{z1} \quad (4.27)$$

- szerokość żłobka stojana

$$b_{z1} = \frac{\pi D_1}{Z_1} \lambda_1 \quad (4.28)$$

wówczas

$$\Delta\tau_{i1} = k J_1^2 \frac{D_1}{Z_1} \cdot \frac{\pi (1 + \alpha \Delta\tau_1) \lambda_1 k_{cu1}}{2 \vartheta_{cu} \lambda_{i1}} \quad (4.29)$$

Z warunku (3.45), którego zachowanie jest niezbędne dla skutecznego ograniczenia strat dodatkowych na powierzchni wirnika powodowanych harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez tzw. zębów harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu oddziaływania twornika, przy uwzględnieniu, że podziałka żłobkowa stojana

$$t_{z1} = \frac{\pi D_1}{Z_1} \quad (4.30)$$

wynika, że

$$\frac{D_1}{Z_1} \leq \frac{2\delta}{\pi} \quad (4.31)$$

Wprowadzając wyrażenia (2.32), (4.31) do równania (4.29) i korzystając dodatkowo z zależności (2.14), (2.20), (2.21), (2.24), otrzymuje się:

$$\Delta\tau_{i1} \leq \frac{\sqrt{2} (\pi \xi \vartheta_{cu2})^{\frac{5}{2}} \left(\frac{S_{i1}}{I}\right)^{\frac{1}{2}} \mu_0 k (1 + \alpha \Delta\tau_1)}{16^{\frac{3}{2}} k_{u1}^2 (C k_a)^{\frac{3}{2}} \vartheta_{cu} \lambda_1 k_{cu1} \lambda_{i1} C_{\text{adr}} k_c} \cdot \left(B_2^{-\frac{3}{2}} J_2^{\frac{5}{2}} \beta^{\frac{1}{2}} \lambda^{-2} (1 - 4 C_d S_i)^{\frac{1}{4}} B_2^{-\frac{5}{4}} J_2^{\frac{3}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} \right) \quad (4.32)$$

Spadek temperatury w izolacji uzwojenia twornika musi spełniać warunek

$$\Delta\tau_{i1} \leq \Delta\tau_{i1d} \quad (4.33)$$

przy czym: $\Delta\tau_{i1d}$ - dopuszczalny spadek temperatury w izolacji uzwojenia twornika.

Korzystając z wyrażen (4.32), (4.33), otrzymuje się zależność

$$c_{36} \geq B_2^{-\frac{3}{2}} J_2^{\frac{5}{2}} \beta^{-\frac{1}{2}} \lambda^{-2} - c_{37} B_2^{-\frac{11}{4}} J_2^{\frac{13}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} \lambda^{-2} \quad (4.34)$$

przy czym:

$$c_{36} = \frac{16^3 k_{u1}^2 (C k_a)^2 \Delta\tau_{i1d} \tau_{cu} \lambda_1 k_{cu1} \lambda_{i1} C X_{adz} k_c \left(\frac{S_i}{r}\right)^{-\frac{1}{2}}}{\sqrt{2} (\pi \xi \tau k_{cu2})^{\frac{5}{2}} \mu_0 k (1 + \alpha \Delta\tau_1)} \quad (4.35)$$

$$c_{37} = 4 C_d S_i^{\frac{1}{4}} \quad (4.36)$$

która jest funkcją ograniczenia ze względu na dopuszczalny spadek temperatury w izolacji uzwojenia twornika.

4.4. Funkcja ograniczenia ze względu na dopuszczalny spadek temperatury między powierzchnią wirnika a gazem chłodzącym

Elektromagnetyczne wykorzystanie wirnika powiększa się przy powiększaniu mocy znamionowych turbogeneratorów. Powiększają się przy tym straty elektromagnetyczne dodatkowe wydzielane na powierzchni wirnika. W turbogeneratorach o mocach znamionowych większych od około 50 MVA zachodzi konieczność określenia funkcji ograniczenia, która byłaby związana z całkowitymi stratami wydzielanymi w wirniku, a więc uwzględniała również straty dodatkowe. Straty wydzielane w wirniku, przy pośrednim chłodzeniu uzwojenia wzbudzenia, są odprowadzone poprzez zewnętrzną powierzchnię wirnika. Z tego powodu funkcję ograniczenia określa się zakładając dopuszczalny spadek temperatury $\Delta\tau_{pd}$ między powierzchnią wirnika a gazem chłodzącym. Dopuszczalny spadek temperatury $\Delta\tau_{pd}$ zależy od rodzaju gazu chłodzącego i jego ciśnienia, może być w przybliżeniu określony na podstawie wyników badań cieplnych zbudowanych turbogeneratorów np. [47]. Spadek temperatury między powierzchnią wirnika a gazem chłodzącym

$$\Delta\tau_p = \frac{\Delta p_p}{\alpha_p} \quad (4.37)$$

przy czym: Δp_p - obciążenie cieplne powierzchni wirnika, czyli straty odprowadzane z jednostki powierzchni wirnika,

α_p - współczynnik oddawania ciepła z powierzchni wirującego wirnika, czyli moc strat odprowadzanych z jednostki powierzchni wirnika przy 1°C spadku temperatury między powierzchnią wirnika a gazem chłodzącym.

Obciążenie cieplne powierzchni wirnika (przy zakresie uwzględnianych strat elektromagnetycznych dodatkowych jak w p. 3.3)

$$\Delta p_p = \Delta p_w + \Delta p_{dpzo} + \Delta p_{dpz} \quad (4.38)$$

Obciążenie cieplne powierzchni wirnika spowodowane stratami wzbudzenia

$$\Delta p_w = \frac{\Delta p_{cu2}}{\pi D_2} N_2 \quad (4.39)$$

a przy uwzględnieniu zależności (2.14), (4.19), (4.20)

$$\Delta p_w = \frac{1 + \alpha \Delta\tau_2}{4 \pi \tau_{cu}} \left(\frac{2 \pi S_i C k_a}{r \tau} \right)^{\frac{1}{4}} (\xi k_{cu2})^{\frac{3}{4}} B_2^{-\frac{1}{4}} J_2^{\frac{7}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} \quad (4.40)$$

Obciążenie cieplne powierzchni wirnika związane ze stratami na powierzchni wirnika przy biegu jałowym powodowanymi zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia stojana

$$\Delta p_{dpzo} = \frac{\Delta p_{dpzo}}{\pi D_2^2} \beta \quad (4.41)$$

a przy uwzględnieniu zależności (2.14), (3.53)

$$\Delta p_{dpzo} = \frac{\pi}{4} \left(\frac{r \xi k_{cu2}}{2 \pi C k_a} \right)^{\frac{1}{2}} C_M Q_{dpzo} S_i^{\frac{5}{8}} B_2^{\frac{7}{8}} J_2^{-\frac{1}{8}} \beta^{\frac{5}{8}} \quad (4.42)$$

przy czym: C_M, Q_{dpzo} - określają zależności (3.3), (3.54).

Obciążenie cieplne powierzchni wirnika związane ze stratami na powierzchni wirnika w stanie zwarcia, powodowanymi harmonicznymi indukcji magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego prądu oddziaływania twornika

$$\Delta p_{dpz} = \frac{\Delta p_{dpz}}{\pi D_2^2} \beta \quad (4.43)$$

a przy uwzględnieniu zależności (2.14), (3.60)

$$\Delta p_{dpz} = \frac{\pi}{4} \left(\frac{S_i r \xi \tau k_{cu2}}{2 \pi C k_a} \right)^{\frac{1}{2}} C_M Q_{dpz} \cdot \left(B_2^{\frac{3}{2}} J_2^{-\frac{1}{2}} \beta^{\frac{1}{2}} + 3 C_d S_i^{\frac{1}{4}} B_2^{\frac{1}{4}} J_2^{\frac{1}{4}} \beta^{\frac{3}{4}} \right) \quad (4.44)$$

przy czym: C_M, Q_{dpz} - określają zależności (3.3), (3.61).

Według pracy [47] współczynnik oddawania ciepła z powierzchni wirującego wirnika

$$\alpha_p = \frac{1 + 0,125 \pi D_2 n}{450} \epsilon_p \cdot 10^4 \quad (4.45)$$

przy czym: n - prędkość obrotowa wirnika,

ϵ_p - współczynnik zależny od rodzaju i ciśnienia gazu (dla chłodzenia powietrznego $\epsilon_p = 1$, dla chłodzenia wodorowego $\epsilon_p = 1,5 p_H^{0,8}$, przy czym p_H - ciśnienie wodoru).

W przypadku turbogeneratorów [$n = f = 50 \frac{1}{s}$, $D_2 = (0,7 - 1,3)m$] można posługiwać się zależnością przybliżoną

$$\alpha_p = \frac{125}{45} \pi D_2 f \epsilon_p \quad (4.46)$$

Wprowadzając wyrażenia (4.38), (4.40), (4.42), (4.44), (4.46), (2.14), do zależności (4.37), otrzymuje się

$$\begin{aligned} \Delta\tau_p = & \frac{45 (1 + \alpha \Delta\tau_2)}{\pi \eta_{cu} r \epsilon_p} \int k_{cu2} \cdot 10^{-3} J_2^2 + \\ & + \frac{45 \pi}{r \epsilon_p} \left(\frac{r \int \gamma k_{cu2}}{2 \pi C k_a} \right)^{\frac{3}{4}} C_M Q_{dpzo} S_i^{\frac{3}{8}} \cdot 10^{-3} B_2^{\frac{9}{8}} J_2^{\frac{1}{8}} \beta^{\frac{3}{8}} + \\ & + \frac{45 \pi}{r \epsilon_p} \left(\frac{r \int \gamma k_{cu2}}{2 \pi C k_a} \right)^{\frac{3}{4}} C_M Q_{dpz} S_i^{\frac{1}{4}} \cdot 10^{-3} (B_2^{\frac{7}{4}} J_2^{-\frac{11}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} + 3 C_d S_1^{\frac{1}{4}} B_2^{\frac{1}{2}} J_2^{\frac{1}{2}} \beta^{\frac{1}{2}}) \end{aligned} \quad (4.47)$$

Spadek temperatury między powierzchnią wirnika a gazem chłodzącym musi spełniać warunek

$$\Delta\tau_p \leq \Delta\tau_{pd} \quad (4.48)$$

przy czym: $\Delta\tau_{pd}$ - dopuszczalny spadek temperatury między powierzchnią wirnika a gazem chłodzącym.

Korzystając z wyrażeń (4.47), (4.48), otrzymuje się zależność

$$\begin{aligned} c_{38} \geq & c_{39} J_2^2 + c_{40} B_2^{\frac{9}{8}} J_2^{\frac{1}{8}} \beta^{\frac{3}{8}} + c_{41} B_2^{\frac{7}{4}} J_2^{-\frac{1}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} + \\ & + c_{42} B_2^{\frac{1}{2}} J_2^{\frac{1}{2}} \beta^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \quad (4.49)$$

przy czym:

$$c_{38} = \Delta\tau_{pd} \quad (4.50)$$

$$c_{39} = \frac{45 (1 + \alpha \Delta\tau_2)}{\pi \eta_{cu} r \epsilon_p} \int k_{cu2} \cdot 10^{-3} \quad (4.51)$$

$$c_{40} = \frac{45 \pi}{r \epsilon_p} \left(\frac{r \int \gamma k_{cu2}}{2 \pi C k_a} \right)^{\frac{3}{4}} C_M Q_{dpzo} S_i^{\frac{3}{8}} \cdot 10^{-3} \quad (4.52)$$

$$c_{41} = \frac{45 \pi}{r \epsilon_p} \left(\frac{r \int \gamma k_{cu2}}{2 \pi C k_a} \right)^{\frac{3}{4}} C_M Q_{dpz} S_i^{\frac{1}{4}} \cdot 10^{-3} \quad (4.53)$$

$$c_{42} = \frac{135 \pi}{r \epsilon_p} \left(\frac{r \int \gamma k_{cu2}}{2 \pi C k_a} \right)^{\frac{3}{4}} C_d C_M Q_{dpz} S_i^{\frac{1}{2}} \cdot 10^{-3} \quad (4.54)$$

$C_M, C_d, Q_{dpzo}, Q_{dpz}$ - określają zależności (3.3), (3.10), (3.52), (3.61), która jest funkcją ograniczenia ze względu na dopuszczalny spadek temperatury między powierzchnią wirnika a gazem chłodzącym. Wielkości c_{38}, \dots, c_{42} zależą od rodzaju gazu i jego ciśnienia (współczynnik ϵ_p). Oznacza to, że przy wprowadzaniu funkcji ograniczenia określonej zależnością (4.49) należy zakładać ciśnienia i rodzaje gazu i przez porównanie kilku wariantów rozwiązania turbogeneratora określić rodzaj gazu chłodzącego i jego ciśnienie. W turbogeneratorach największych mocy, o wodnym chłodzeniu uzwojenia wzbudzenia, obciążenie cieplne powierzchni wirnika jest powodowane tylko stratami dodatkowymi. Straty te mogą ograniczać dobór zmienny i decyzyjnych.

Z wyrażenia (4.49) wynika, że dla takich turbogeneratorów, funkcja ograniczenia ze względu na dopuszczalny spadek temperatury między powierzchnią wirnika a gazem chłodzącym jest określona zależnością

$$c_{38} \geq c_{40} B_2^{\frac{9}{8}} J_2^{\frac{1}{8}} \beta^{\frac{3}{8}} + c_{41} B_2^{\frac{7}{4}} J_2^{-\frac{1}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} + c_{42} B_2^{\frac{1}{2}} J_2^{\frac{1}{2}} \beta^{\frac{1}{2}} \quad (4.55)$$

przy czym: $c_{38}, c_{40}, c_{41}, c_{42}$ - określają zależności (4.50), (4.52), (4.53), (4.54).

4.5. Funkcja ograniczenia ze względu na zadane napięcie znamionowe uzwojenia twornika

Znamionowe napięcie uzwojenia twornika

$$U_{1n} = \sqrt{3} U_{fn} = 3 \frac{E_{fn}}{k_E} \quad (4.56)$$

przy czym: k_E - określa zależność (2.16).

Znamionowa siła elektromotoryczna fazowa

$$E_{fn} = \pi \sqrt{2} f z_1 k_{u1} B_2 \frac{D_2^2}{\beta} \quad (4.57)$$

Liczba zwojów fazy uzwojenia twornika

$$z_1 = \frac{z_1 n_{z1}}{6 a_1} \quad (4.58)$$

przy czym: n_{z1} - liczba prętów w żłobku stojana,
 a_1 - liczba gałęzi równoległych.

Wprowadzając wyrażenia (4.57), (4.58) do zależności (4.56) i uwzględniając (2.14), otrzymuje się:

$$U_{1n} = \frac{4 z_1 n_{z1} k_{u1}}{\pi \sqrt{6} k_E a_1} \left(\frac{2 \pi S_1 f C k_a}{5 \gamma k_{cu2}} \right)^{\frac{1}{2}} B_2^{\frac{1}{2}} J_2^{-\frac{1}{2}} \beta^{-\frac{1}{2}} \quad (4.59)$$

Ze względu na konieczność ograniczania strat dodatkowych na powierzchni wirnika musi być spełniona nierówność (4.31), z której wynika, że liczba żłobków stojana

$$z_1 \geq \pi + 0,5 \pi \frac{D_2}{\delta} \quad (4.60)$$

Jeżeli do nierówności (4.60) wprowadzić zależności (2.21), (2.14), wówczas liczba żłobków stojana

$$z_1 \geq \pi + 16 \frac{X_{adr} k_c}{\mu_0} \left(\frac{C}{5 \gamma k_{cu2}} \right)^{\frac{3}{4}} \left(\frac{f}{2 \pi S_1 k_a} \right)^{\frac{1}{4}} B_2^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \quad (4.61)$$

Wprowadzając nierówność (4.61) do wyrażenia (4.59), otrzymuje się

$$U_{1n} \geq \frac{64 k_{u1} X_{adr} k_c n_{z1}}{\pi \sqrt{6} \mu_0 k_E a_1} \left(\frac{C}{5 \gamma k_{cu2}} \right)^{\frac{5}{4}} (2 \pi S_1 k_a f^3)^{\frac{1}{4}} B_2^{\frac{7}{4}} J_2^{-\frac{5}{4}} \beta^{-\frac{3}{4}} + \frac{4 k_{u1} n_{z1}}{\sqrt{6} k_E a_1} \left(\frac{2 \pi S_1 C k_a f}{5 \gamma k_{cu2}} \right)^{\frac{1}{2}} B_2^{\frac{1}{2}} J_2^{-\frac{1}{2}} \beta^{-\frac{1}{2}} \quad (4.62)$$

Prawą stronę nierówności (4.62) można zmieniać, bez ingerencji w zmienne decyzyjne, tylko poprzez skokowe zmiany liczby n_{z1} prętów w żłobku stojana i liczby a_1 gałęzi równoległych uzwojenia twornika. W turbogeneratorach stosuje się z reguły uzwojenie dwuwarstwowe, pętlicowe, skręcane, przy czym zwykle $n_{z1} = 2$, ponieważ zwiększenie liczby prętów w żłobku stojana jest niekorzystne - zmniejsza współczynnik wypełnienia żłobka i powiększa dysproporcję w rozdziale strat dodatkowych na pręty umieszczone w żłobku (p. 6.3). Z nierówności (4.62) wynika, że powiększenie liczby gałęzi równoległych, przy nieingerencji w zmienne decyzyjne, pozwala na skokowe zmniejszanie napięcia znamionowego uzwojenia twornika. Jest to stosowane w turbogeneratorach dużej mocy, ze względu na brak materiałów izolacyjnych wytrzymujących wysokie napięcie i dających małe przyrosty gru-

gości izolacji. W dużych trubogeneratorach stosuje się liczby gałęzi równoległych $a_1 = 2$, a nawet $a_1 = 4$.

Zachowanie nierówności (4.62), bez ingerencji w zmienne decyzyjne, jest możliwe tylko wtedy, gdy napięcie znamionowe uzwojenia twornika nie jest zadane, a więc w turbogeneratorach przeznaczonych do pracy z transformatorem blokowym. Napięcia znamionowe uzwojeń tworników turbogeneratorów małej mocy (do około 50 MVA) są dostosowywane do typowych napięć (6, 10 kV) elektroenergetycznej sieci przemysłowej. W takich turbogeneratorach liczba gałęzi równoległych $a_1 = 1$ i zachowanie nierówności (4.62) nie jest możliwe bez ingerencji w zmienne decyzyjne. Można jedynie ograniczać ingerencję przez powiększenie liczby prętów w żłobku stojana i z tego powodu stosuje się sporadycznie $n_{z1} > 2$, mimo tego że jest to niekorzystne ze względu na zmniejszenie współczynnika wypełnienia żłobka i powiększenie dysproporcji w rozdziale strat dodatkowych na pręty umieszczone w żłobku (p. 6.3). Zależność (4.62) zapisana w postaci

$$c_{43} \geq c_{44} B_2^{\frac{7}{4}} J_2^{-\frac{5}{4}} \beta^{-\frac{3}{4}} + c_{45} B_2^{\frac{1}{2}} J_2^{-\frac{1}{2}} \beta^{-\frac{1}{2}} \quad (4.63)$$

przy czym:

$$c_{43} = U_{1n} \quad (4.64)$$

$$c_{44} = \frac{64 k_{u1} k_c X_{adr} n_{z1}}{\pi \sqrt{6} \mu_0 k_E a_1} \left(\frac{C}{5 \gamma k_{cu2}} \right)^{\frac{5}{4}} (2 \pi S_1 k_a f^3)^{\frac{1}{4}} \quad (4.65)$$

$$c_{45} = \frac{4 k_{u1} n_{z1}}{\sqrt{6} k_E a_1} \left(\frac{2 \pi S_1 C k_a f}{5 \gamma k_{cu2}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (4.66)$$

stanowi funkcję ograniczenia ze względu na zadane napięcie znamionowe uzwojenia twornika.

4.6. Funkcja ograniczenia ze względu na dopuszczalną gęstość prądu wzbudzenia

W turbogeneratorach stosuje się chłodzenie pośrednie (tylko uzwojenie wzbudzenia chłodzone bezpośrednio) wodorowe o różnorodnym rozwiązaniu kanałów chłodzących w uzwojeniu wzbudzenia. Różnorodność rozwiązań kanałów chłodzących powoduje, że sformułowanie ścisłej funkcji ograniczenia jest trudne. Można w tych przypadkach [16] posługiwać się funkcją ograniczenia w postaci

$$c_{46} \geq J_2 \quad (4.67)$$

przy czym: $c_{46} = (6 \div 9) \cdot 10^6 \frac{A}{m^2}$.

5. DOBÓR ZMIENNYCH DECYZYJNYCH

Z rozdziałów 3 i 4 wynika, że funkcja celu i funkcje ograniczeń, przy określonych danych znamionowych turbogeneratorsa i własnościach materiałów z których ma być zbudowany, są nieliniowymi funkcjami zmiennych wektorowych o czterech zmiennych decyzyjnych. Dobór zmiennych decyzyjnych polega na określeniu minimum funkcji celu przy uwzględnieniu funkcji ograniczeń. Skomplikowana postać funkcji celu i funkcji ograniczeń powoduje, że dobór zmiennych decyzyjnych wymaga stosowania maszyn cyfrowych.

Dobór zmiennych decyzyjnych jest jednak utrudniony, ponieważ:

- funkcja celu zależy od cen jednostkowych elementów elektromagnetycznie czynnych i energii elektrycznej, które ulegają czasowym zmianom,
- funkcja celu i niektóre funkcje ograniczeń zależą od rodzaju chłodzenia uzwojeń i rdzenia turbogeneratorsa.

Ceny jednostkowe elementów elektromagnetycznie czynnych i energii elektrycznej, mimo postępu w technologii wytwarzania i masowej produkcji, powiększają się szczególnie w ostatnich latach, głównie ze względu na coraz to większe ceny surowców i paliw. Z tego powodu właściwy dobór względnych cen jednostkowych elementów elektromagnetycznie czynnych (odniesionych do ceny 1 kWh energii elektrycznej), niezbędny do określenia funkcji celu, jest utrudniony [46] i wymaga posługiwania się względnymi cenami średnimi dla okresu, w którym projektowany turbogenerator będzie produkowany. Określenie względnych cen średnich wymaga przeprowadzenia prognozy zmian względnych cen średnich dla okresu produkcji turbogeneratorsa. Prognoza taka, ze względu na malejącą dokładność, nie może obejmować zbyt długiego okresu, szczególnie wtedy, gdy przewidywane zmiany względnych cen są znaczne. Z tego powodu co pewien okres (zwykle co kilka lat) zachodzi celowość opracowania nowej wersji turbogeneratorsa przy uwzględnieniu nowych względnych cen jednostkowych elementów elektromagnetycznie czynnych.

Funkcja celu w ramach jednego rodzaju chłodzenia, np. gazowego pośredniego, zależy od rodzaju gazu i jego ciśnienia, ze względu na zmiany strat tarcia i strat wentylacyjnych. Przy różnych rodzajach chłodzenia uzwojeń i rdzenia stojana należy dodatkowo uwzględnić w funkcji celu wpływ zmian względnych cen jednostkowych przewodów nawojowych uzwojeń, współczynników zapełnienia miedzią żłobków wirnika i stojana, współczynnika zapełnienia blachami rdzenia stojana wynikający z konieczności wprowadzenia kanałów chłodzących w uzwojeniach lub zmiany układu kanałów w rdzeniu stojana.

Funkcje ograniczeń ze względu na dopuszczalne spadki temperatury w izolacjach uzwojeń, dopuszczalny spadek temperatury między powierzchnią wirnika a gazem chłodzącym, zależą od rodzaju chłodzenia, przy czym w ramach jednego rodzaju chłodzenia są dodatkowo zależne od rodzaju gazu chłodzącego (powietrze, mieszanina wodorowo-powietrzna) i jego ciśnienia.

Zestaw funkcji ograniczeń zależy więc od rodzaju chłodzenia:

- dla chłodzenia pośredniego gazowego obejmuje zależności (4.3), (4.4), (4.14), (4.23), (4.34), (4.49),
- dla chłodzenia półpośredniego (tylko uzwojenie wzbudzenia chłodzone bezpośrednio) gazowego obejmuje zależności (4.3), (4.4), (4.14), (4.34), (4.67),
- dla chłodzenia bezpośredniego wodnego lub olejowego obejmuje zależności (4.3), (4.4), (4.14), (4.55).

Jeżeli napięcie znamionowe uzwojenia twornika jest zadane, wówczas podane zestawy funkcji ograniczeń należy uzupełnić zależnością (4.63). Dotyczy to tylko turbogeneratorsów małych mocy o pośrednim gazowym chłodzeniu, których napięcia znamionowe uzwojeń tworników są dostosowywane do typowych napięć 6, 10 kV sieci elektroenergetycznej. Zależność funkcji celu i zestawu funkcji ograniczeń od rodzaju chłodzenia powoduje, że w ogólnym przypadku dobór zmiennych decyzyjnych wymaga:

- określenia stałych występujących w funkcji celu, zestawu funkcji ograniczeń i stałych w nich występujących dla poszczególnych rodzajów chłodzenia przy uwzględnieniu zmian rodzaju gazu i jego ciśnienia,
- wyznaczenie zmiennych decyzyjnych dla ustalonych w ten sposób różnych wariantów rozwiązania turbogeneratorsa,
- przeprowadzenia analizy porównawczej różnych wariantów rozwiązania i wyboru tego wariantu, dla którego suma kosztu elementów elektromagnetycznie czynnych i zdyskontowanego kosztu energii strat wydzielanych w turbogeneratorsie w okresie jego eksploatacji określona sumą zależności (3.19), (3.80) będzie najmniejsza, przy uwzględnieniu technicznych możliwości realizacji różnych rodzajów chłodzenia i związanych z nimi zmianami kosztów robocizny bezpośredniej.

Zwykle jednak takie postępowanie jest niezbędne tylko w przypadkach turbogeneratorsów o mocach znamionowych zbliżonych do tzw. mocy granicznych dla danego rodzaju chłodzenia. W pozostałych przypadkach na ogół można określić rodzaj chłodzenia kierując się wynikami uzyskanymi z uprzednio zaprojektowanych turbogeneratorsów. Należy wtedy rozpatrzyć jedynie warianty wynikające z ewentualnych zmian rodzaju gazu i jego ciśnienia oraz wybrać wariant, dla którego suma zależności (3.19), (3.80) będzie najmniejsza.

6. WYMIARY OBWODU ELEKTROMAGNETYCZNEGO I NAPIĘCIA ZNAMIONOWE UZWOJEŃ

Wymiary obwodu elektromagnetycznego to wymiary elementów ferromagnetycznych obwodu magnetycznego, szczeliny, uzwojeń wzbudzenia i twornika. Napięcia znamionowe uzwojeń wzbudzenia i twornika zwykle nie są zadane i przy określonych danych znamionowych turbogenerators, zmiennych decyzyjnych i wielkościach charakterystycznych można je zmieniać skokowo przez zmianę liczby gałęzi równoległych, a w przypadku uzwojenia twornika również przez zmianę liczby prętów w żłobku.

6.1. Wymiary podstawowe obwodu magnetycznego

Przy określonych danych znamionowych turbogenerators i zmiennych decyzyjnych wymiary obwodu magnetycznego - średnicę i długość wirnika, długość promieniową szczeliny, wysokość żłobka stojana, długość oraz średnicę wewnętrzną rdzenia stojana - można określić z zależności podanych w rozdziale 2, przyjmując wartości wielkości charakterystycznych takie same jak przy formułowaniu funkcji celu i funkcji ograniczeń.

6.2. Wymiary i napięcie znamionowe uzwojenia wzbudzenia

Przy określonej średnicy wirnika

- liczbę N_2 podziałek żłobkowych na obwodzie wirnika określa zależność (2.3),
- liczbę Z_2 uzwojonych żłobków wirnika można określić korzystając z zależności (2.3), (2.4), przy czym powinna to być liczba będąca wielokrotnością liczby 4, a spotykane liczby uzwojonych żłobków wirnika $Z_2 = 24, 28, 32, 36, 40, 44, 48$,
- szerokość żłobka wirnika o prostokątnym kształcie przekroju poprzecznego (minimalna szerokość żłobka wirnika o trapezowym kształcie przekroju poprzecznego) określa zależność (2.17),
- wysokość żłobka wirnika określa zależność (2.18).

Z zależności (2.17), (2.18) wynika, że szerokość żłobka wirnika jest praktycznie stała ($\frac{D_2}{N_2} \approx \text{const}$, $\xi \approx \text{const}$) i nie zależy od średnicy wirnika, natomiast wysokość żłobka wirnika jest proporcjonalna do średnicy wirnika.

Szerokość miedzi przewodu nawojowego uzwojenia wzbudzenia

$$b_2 = b_{\dot{z}2} - 2 b_{i2} \quad (6.1)$$

przy czym: b_{i2} - jednostronna łączna grubość izolacji zwojowej i głównej. Wysokość miedzi przewodu nawojowego uzwojenia wzbudzenia powinna być możliwie duża ze względu na dążenie do uzyskania dużego współczynnika zabezpieczenia miedzią żłobka wirnika. Wysokość ta jest jednak ograniczona, przy czym ograniczenie może wprowadzać źródło wzbudzenia oraz sposób zasilania uzwojenia wzbudzenia - bezpośredni lub poprzez pierścienie ślizgowe. Ponadto ograniczenie wysokości miedzi przewodu nawojowego może wynikać z trudności związanych z gięciem przewodów dla uformowania połączeń czółowych. Jeżeli ograniczenie wysokości przewodu wynika z trudności jego gięcia, wówczas wprowadza się gałęzie równoległe. Przy wprowadzeniu gałęzi równoległych, zagadnienie doboru wysokości miedzi przewodu nawojowego, sprowadza się do doboru iloczynu wysokości h_2 pojedynczego przewodu i liczby a_2 gałęzi równoległych, a przy uwzględnieniu zależności na znamionowy prąd wzbudzenia

$$I_{2n} = J_2 b_2 h_2 a_2 k_0 \quad (6.2)$$

przy czym: $k_0 = 1$ - dla uzwojeń bez osiowych kanałów chłodzących, $k_0 = (0,65 \div 0,7)$ - dla uzwojeń z osiowymi kanałami chłodzącymi do doboru znamionowego prądu wzbudzenia.

Dobór znamionowego prądu wzbudzenia zależy od mocy znamionowej i rodzaju źródła wzbudzenia oraz sposobu zasilania uzwojenia wzbudzenia. Znamionowa moc źródła wzbudzenia

$$P_{wn} = U_{2n} I_{2n} \approx \Delta P_{cu2} \quad (6.3)$$

Znamionowe straty w uzwojeniu wzbudzenia

$$\Delta P_{cu2} = J_2^2 \frac{V_{cu2}}{\gamma_{cu}} (1 + \alpha \Delta \tau_2) \quad (6.4)$$

przy czym objętość miedzi uzwojenia wzbudzenia

$$V_{cu2} = Z_2 S_{\dot{z}2} k_{cu2} (1_2 + k_2 D_2) \quad (6.5)$$

Wprowadzając wyrażenia (6.4), (6.5), (2.1), (2.4), (4.20) do równania (6.3), otrzymuje się zależność na znamionową moc źródła wzbudzenia

$$P_{wn} = \frac{\pi (1 + \alpha \Delta \tau_2)}{8 \gamma_{cu}} J_2^2 D_2^3 \beta \xi \tau (1 + k_2 \beta) \quad (6.6)$$

Z wyrażen (6.2), (6.3), (6.6) wynika również zależność na znamionowe napięcie uzwojenia wzbudzenia

$$U_{2n} = \frac{\pi (1 + \alpha \Delta \tau_2)}{8 \gamma_{cu} b_2 h_2 a_2 k_0} J_2 D_2^3 \beta \xi \tau (1 + k_2 \beta) \quad (6.7)$$

Dobór prądu (lub napięcia) znamionowego uzwojenia wzbudzenia należy przeprowadzać uwzględniając sposób zasilania uzwojenia wzbudzenia oraz wpływ prądu na rozwiązanie i własności źródła wzbudzenia o określonej mocy.

Źródło napięcia wzbudzenia może być połączone z uzwojeniem wzbudzenia bezpośrednio lub za pośrednictwem szczotek i pierścieni ślizgowych. Przy zasilaniu uzwojenia wzbudzenia poprzez pierścienie ślizgowe, prąd wzbudzenia jest ograniczony dopuszczalnym obciążeniem prądowym szczotek i zachodzi konieczność powiększania napięcia wzbudzenia poprzez zmniejszanie ilości $h_2 a_2$. W rozpatrywanym przypadku rolę źródła wzbudzenia może spełniać prądnicą prądu stałego lub wielofazowa prądnicą prądu przemiennego ze statycznym układem prostowniczym diodowym (lub tyrystorowym), sprzężona bezpośrednio z wałem turbogeneratora. Jeżeli źródłem wzbudzenia jest prądnicą prądu stałego, wówczas prąd wzbudzenia może być dodatkowo ograniczony trudnościami budowy maszyn komutatorowych prądu stałego o małym napięciu i dużym prądzie, pracujących przy prędkości obrotowej $n = 50$ obr/s. Przy bezpośrednim zasilaniu uzwojenia wzbudzenia eliminuje się ograniczenie prądu wzbudzenia, jakie wprowadza kontakt szczotkowy. Źródłem wzbudzenia jest wtedy specjalna prądnicą synchroniczna (o odwróconym układzie wirnika - stojan) osadzona na wale turbogeneratora i wyposażona w diodowy lub tyrystorowy układ prostowniczy, tzw. prądnicą synchroniczną z wirującymi prostownikami.

Stosowanie prądnicą synchronicznej z wirującymi prostownikami jako źródła wzbudzenia napotyka na szereg ograniczeń wynikających z trudności realizacji, np. szybkiego odwzbudzenia, dokładnego pomiaru prądu wzbudzenia. Mimo tych niedogodności prądnicą taka jest stosowana, szczególnie w turbogeneratorach o bezpośrednim chłodzeniu uzwojenia wzbudzenia, ze względu na eliminację ograniczenia znamionowego prądu wzbudzenia jaką wprowadza kontakt szczotkowy, co pozwala na bardziej racjonalne rozwiązanie i wykorzystanie uzwojenia wzbudzenia wyposażonego w kanały dla przepływu czynnika chłodzącego.

6.3. Wymiary i napięcie znamionowe uzwojenia twornika

Dobór wymiarów uzwojenia twornika, przy określonej (p. 6.1) średnicy i długości rdzenia stojana, wysokości żłobka stojana, sprowadza się do określania szerokości żłobka stojana, liczby prętów w żłobku oraz szerokości i wysokości przewodów elementarnych z których zbudowane są pręty. Z zależności (2.9), (4.12) wynika, że określanie szerokości żłobka stojana sprowadza się do doboru liczby żłobków stojana.

Uzwojenie twornika turbogeneratora jest zwykle uzwojeniem trójfazowym, dwubarstwowym, symetrycznym o całkowitej liczbie żłobków na biegun i fazę. Uzwojeń ułamkowych raczej nie stosuje się, ponieważ uzwojenia takie przy skróconym poskoku powodują asymetrię oddziaływania twornika pod różnymi

biegunami ze względu na występowanie parzystych harmonicznych. Liczba żłobków stojana, przy całkowitej liczbie żłobków na biegun i fazę jest wielokrotnością liczby 6. Najczęściej spotykane liczby żłobków stojana $Z_1 = 24, 30, 36, 42, 48, 56, 60, 66, 72, 78, 84$.

Dobór liczby żłobków stojana z podanego szeregu należy przeprowadzić biorąc pod uwagę jej wpływ na:

- straty dodatkowe na powierzchni wirnika powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez tzw. zębów harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu oddziaływania twornika,
- napięcie znamionowe uzwojenia twornika.

Z zależności (4.31) wynika, że ze względu na konieczność ograniczenia strat dodatkowych na powierzchni wirnika, liczba żłobków stojana powinna spełniać nierówność

$$Z_1 \geq 0,5\pi \frac{D_1}{\delta} \quad (6.8)$$

Wpływ liczby żłobków stojana na napięcie znamionowe wynika z zależności (4.59) określającej napięcie znamionowe uzwojenia twornika. Na podstawie zależności (4.59) liczba żłobków stojana

$$Z_1 = \frac{\pi \sqrt{6} k_E a_1 U_{1n}}{4 n_{z1} k_{u1}} \left(\frac{2 \beta \xi \gamma k_{cu2}}{2 S_1 f B_c C k_a} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (6.9)$$

W przypadkach, gdy napięcie znamionowe uzwojenia twornika nie jest zadane można więc przez zmiany tego napięcia, zmiany liczby a_1 gałęzi równoległych i liczby n_{z1} prętów w żłobku doprowadzić do tego, aby liczba żłobków była wielokrotnością liczby 6 i spełniała warunek określony nierównością (6.8). Zmiany napięcia znamionowego są przy tym ograniczone od góry przez dopuszczalne napięcie ze względu na wytrzymałość dielektryczną zastosowanej izolacji uzwojenia twornika. Zmiany liczby gałęzi równoległych i liczby prętów w żłobku są skokowe, przy czym zwykle $a_1 = 1$ lub $a_1 = 2$, natomiast $n_{z1} = 2$. Konieczność zachowania warunku określonego nierównością (6.8) i zmniejszenia napięcia znamionowego uzwojenia twornika ze względu na brak odpowiednich materiałów izolacyjnych (o dużej wytrzymałości dielektrycznej i małych grubościach izolacji) powoduje, że w generatorach największych mocy stosuje się nawet nie w pełni symetryczne trójfazowe uzwojenie twornika o liczbie gałęzi równoległych $a_1 = 4$ (nieznaczna asymetria między gałęziami równoległymi).

W przypadkach, gdy napięcie znamionowe jest zadane, wówczas należy:

- przyjąć liczby a_1 i n_{z1} takie, które spełniają funkcję ograniczenia określoną zależnością (4.63),
- obliczyć z zależności (6.9) liczbę żłobków,
- jako liczbę żłobków stojana przyjąć liczbę najbliższą liczbie wyznaczonej z zależności (6.9) i będącą wielokrotnością liczby 6.

Uzwojenie twornika jest budowane w ten sposób, że na szerokości żłobka stojana znajduje się jeden pręt uzwojenia, natomiast na szerokości pręta mieszczą się dwa przewody elementarne dla łatwiejszej realizacji przeplecień. Szerokość miedzi przewodu elementarnego

$$b_1 = 0,5 b_{cu1} = 0,5 (b_{z1} - b_i) \quad (6.10)$$

przy czym: b_{cu1} - łączna szerokość miedzi w przecie,
 b_i - grubość izolacji na szerokości pręta.

Dobór wysokości miedzi przewodu elementarnego wymaga przeprowadzenia analizy strat dodatkowych w uzwojeniu twornika umieszczonym w żłobkach o znanych wymiarach - szerokości b_{z1} i wysokości h_{z1} . Jeżeli oznaczyć przez n - liczbę jednakowych prętów w żłobku a przez m - liczbę przewodów elementarnych wzdłuż wysokości jednego pręta, wówczas łączna wysokość miedzi wzdłuż wysokości żłobka stojana

$$h_{cu1} = m n h_1 \approx h_{z1} - m n h_i \quad (6.11)$$

przy czym: h_1 - wysokość przewodu elementarnego,
 h_i - podwójna grubość izolacji przewodu elementarnego.

Gęstość J_1 prądu twornika określa zależność (2.32), a zatem prąd w żłobku stojana

$$I_{z1} = J_1 b_{z1} h_{z1} k_{cu1} \quad (6.12)$$

i przy określonych wymiarach żłobka jest praktycznie stały. Dla turbogeneratorów $m n \gg 1$, $h_1 < 0,01$ m, a więc straty w uzwojeniu na długości 1 m żłobka stojana [16]

$$\Delta P_{z1} = \frac{I_{z1}^2 (1 + \alpha \Delta \tau_1)}{2 m n b_1 h_1 \gamma_{cu}} \left[1 + d (m n)^2 h_1^4 \right] \quad (6.13)$$

przy czym:

$$d = \left[\frac{\pi \mu_0 \gamma_{cu} b_{cu1}}{3 (1 + \alpha \Delta \tau_1) b_{z1}} \right]^2 \quad (6.14)$$

Wprowadzając zależność (6.11) do wyrażenia (6.13), otrzymuje się

$$\Delta P_{z1} = \frac{I_{z1}^2 (1 + \alpha \Delta \tau_1)}{2 b_1 \gamma_{cu}} \left[\frac{1}{h_{z1} - m n h_i} + \frac{d (h_{z1} - m n h_i)^3}{m n^2} \right] \quad (6.15)$$

Straty w uzwojeniu twornika przy określonej gęstości prądu i wymiarach żłobka stojana zależą więc od liczby $m n$ przewodów elementarnych wzdłuż wysokości żłobka i podwójnej grubości h_i izolacji przewodu elementarnego. Badając zależność (6.15) względem liczby $m n$ przewodów elementarnych wzdłuż wysokości żłobka, przy przyjęciu $h_{z1} = \text{const}$, $h_i = \text{const}$, można stwierdzić, że zależność ta ma ekstremum (minimum). Liczbę $(m n)_o$ prze-

wodów elementarnych, przy której straty w uzwojeniu twornika są minimalne, można wyznaczyć rozwiązując równanie

$$(m n)_o^5 h_1^5 d - (m n)_o^4 2 h_{z1} h_1^4 d - (m n)_o^3 (h_{z1} + 2 h_{z1}^2 h_1^3 d) + (m n)_o^2 8 h_{z1}^3 h_1^2 d - (m n)_o 7 h_{z1}^4 h_1 d + 2 h_{z1}^5 d = 0 \quad (6.16)$$

Przyjmując: $f = 50$ Hz, $\gamma_{cu} = 57 \cdot 10^6 \frac{1}{\Omega m}$, $\Delta \tau_1 = 100^\circ C$, $\frac{b_{cu1}}{b_{z1}} = 0,65$

i przeprowadzając obliczenia dla różnych wysokości żłobka stojana przy parametrycznych zmianach grubości izolacji przewodu elementarnego, sporządzono zależność $(m n)_o = f(h_{z1})$ przedstawioną na rys. 6.1. Zależność ta łącznie z wyrażeniem (6.11) pozwala na sporządzenie zależności $h_{10} = f(h_{z1})$ przedstawionej na rys. 6.2, która umożliwia optymalny dobór wysokości przewodu elementarnego przy znanej wysokości żłobka stojana i podwójnej grubości izolacji przewodu elementarnego.

Z zależności (6.13) wynika, że średni współczynnik strat dodatkowych

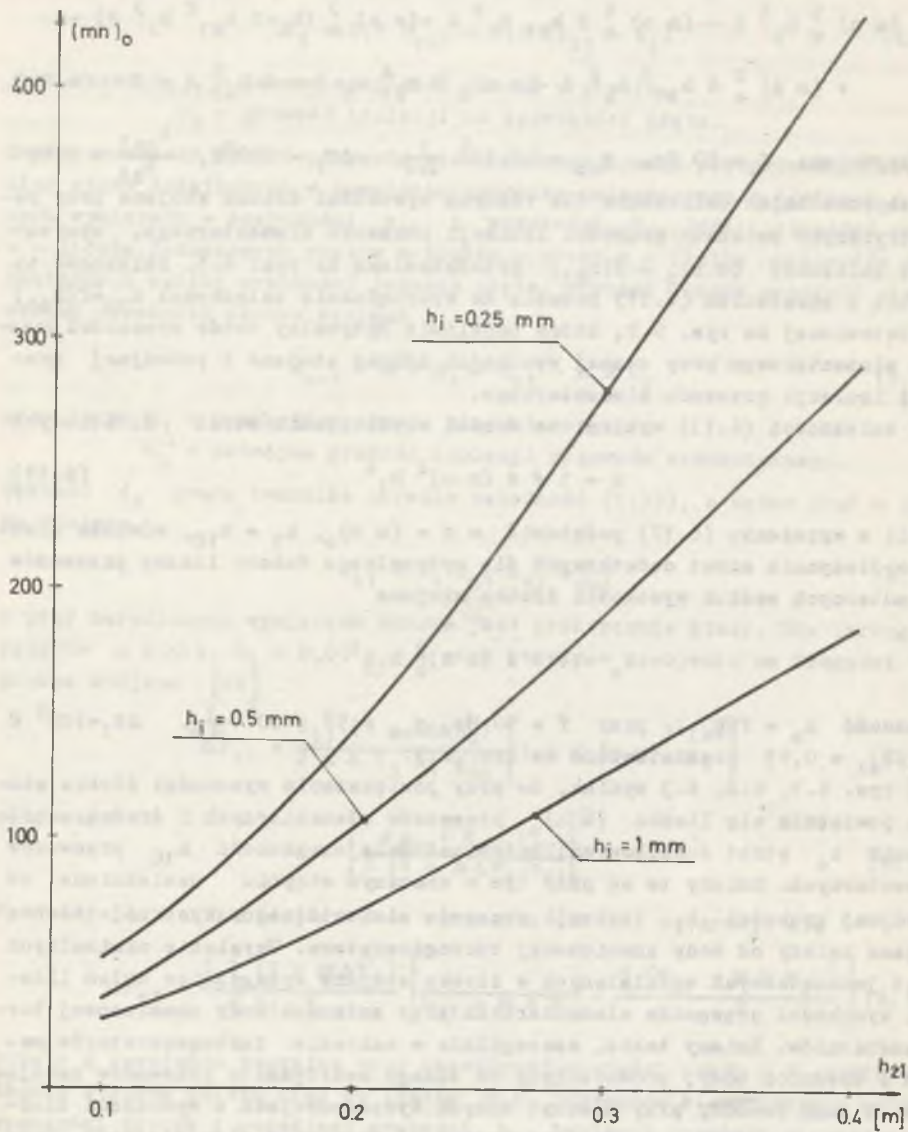
$$k = 1 + d (m n)^2 h_1^4 \quad (6.17)$$

Jeżeli w wyrażeniu (6.17) podstawić $m n = (m n)_o$, $h_1 = h_{10}$, wówczas średni współczynnik strat dodatkowych dla optymalnego doboru liczby przewodów elementarnych wzdłuż wysokości żłobka stojana

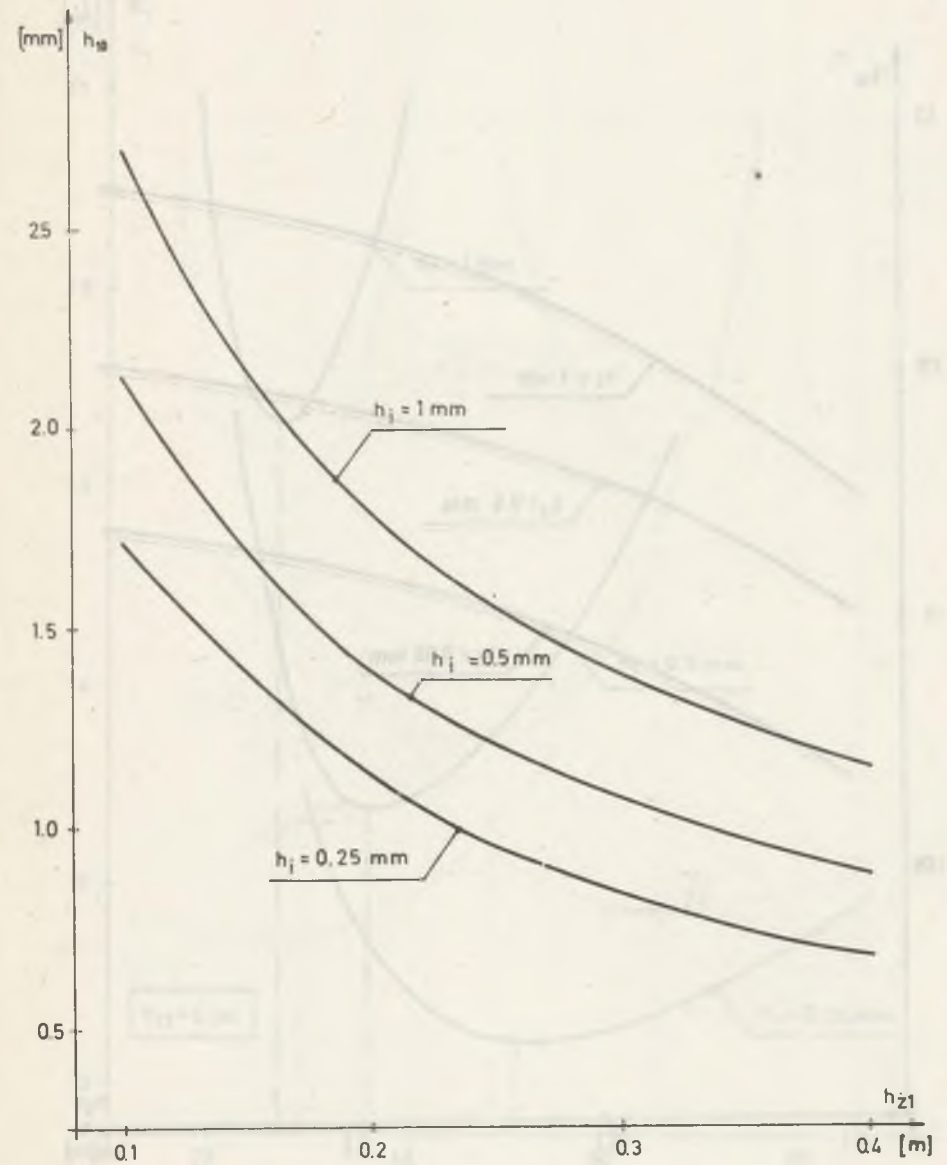
$$k_o = 1 + d (m n)_o^2 h_{10}^4$$

Zależność $k_o = f(h_{z1})$ przy $f = 50$ Hz, $\gamma_{cu} = 57 \cdot 10^6 \frac{1}{\Omega m}$, $\Delta \tau_1 = 100^\circ C$, $b_{cu1}/b_{z1} = 0,65$ przedstawiono na rys. 6.3.

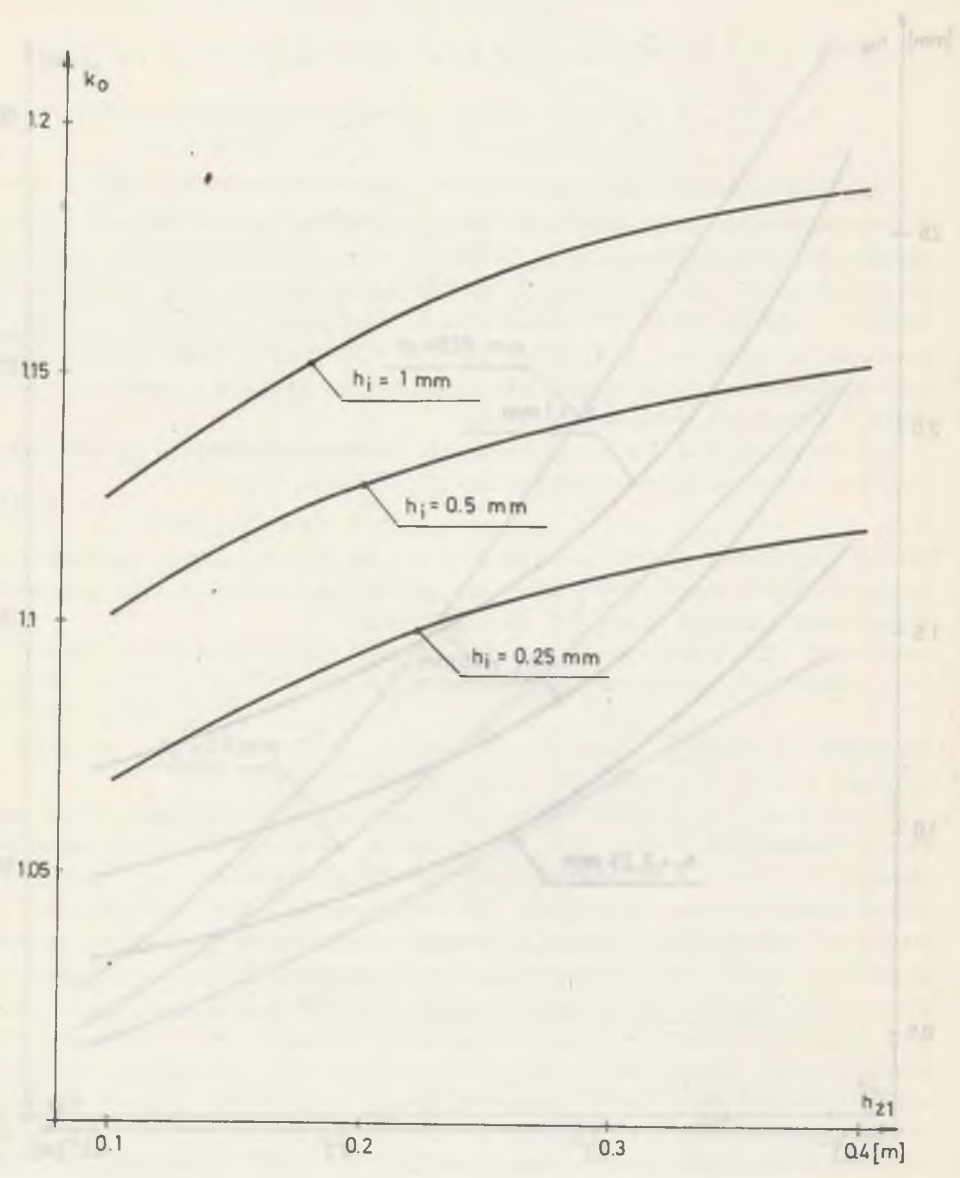
Z rys. 6.1, 6.2, 6.3 wynika, że przy powiększaniu wysokości żłobka stojana powiększa się liczba $(m n)_o$ przewodów elementarnych i średni współczynnik k_o strat dodatkowych, natomiast maleje wysokość h_{10} przewodów elementarnych. Zmiany te są przy tym w znacznym stopniu uzależnione od podwójnej grubości h_i izolacji przewodu elementarnego. Wysokość żłobka stojana zależy od mocy znamionowej turbogeneratora. Uzyskanie minimalnych strat jednostkowych wydzielanych w żłobku stojana wymaga więc zmian liczby i wysokości przewodów elementarnych przy zmianach mocy znamionowej turbogeneratorów. Zmiany takie, szczególnie w zakresie turbogeneratorów małych i średnich mocy, prowadziłyby do dużego asortymentu przewodów nawojowych. Z tego powodu, przy niezbyt dużych dysproporcjach w wysokości żłobków, często przyjmuje się te same wysokości przewodów elementarnych. Ocenę wpływu odstępstwa wysokości przewodu elementarnego (liczby przewodów elementarnych wzdłuż wysokości żłobka) od wartości optymalnej na straty



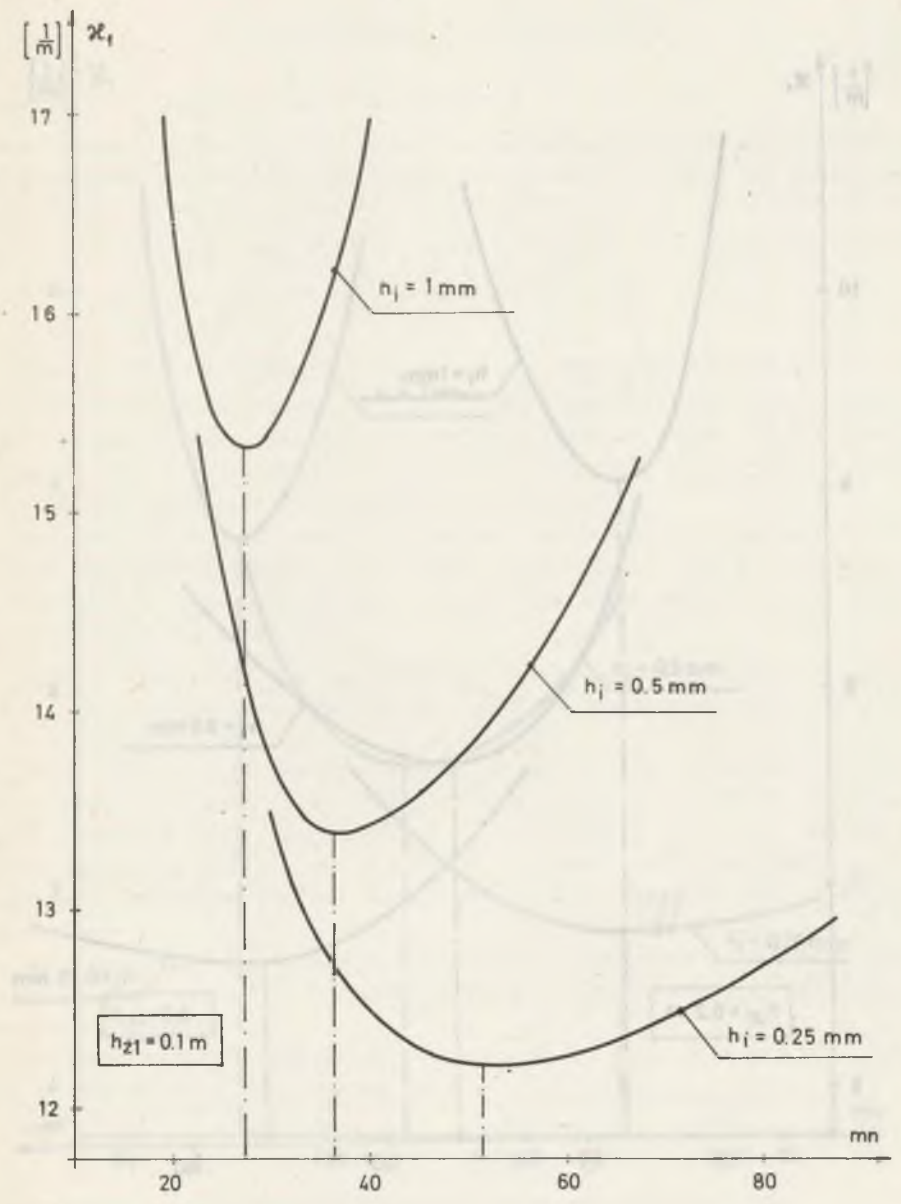
Rys. 6.1. Zależność optymalnej liczby przewodów elementarnych wzdłuż wysokości żłobka stojana ze względu na straty w uzwojeniu od wysokości żłobka stojana, przy parametrycznych zmianach podwójnej grubości izolacji przewodu elementarnego



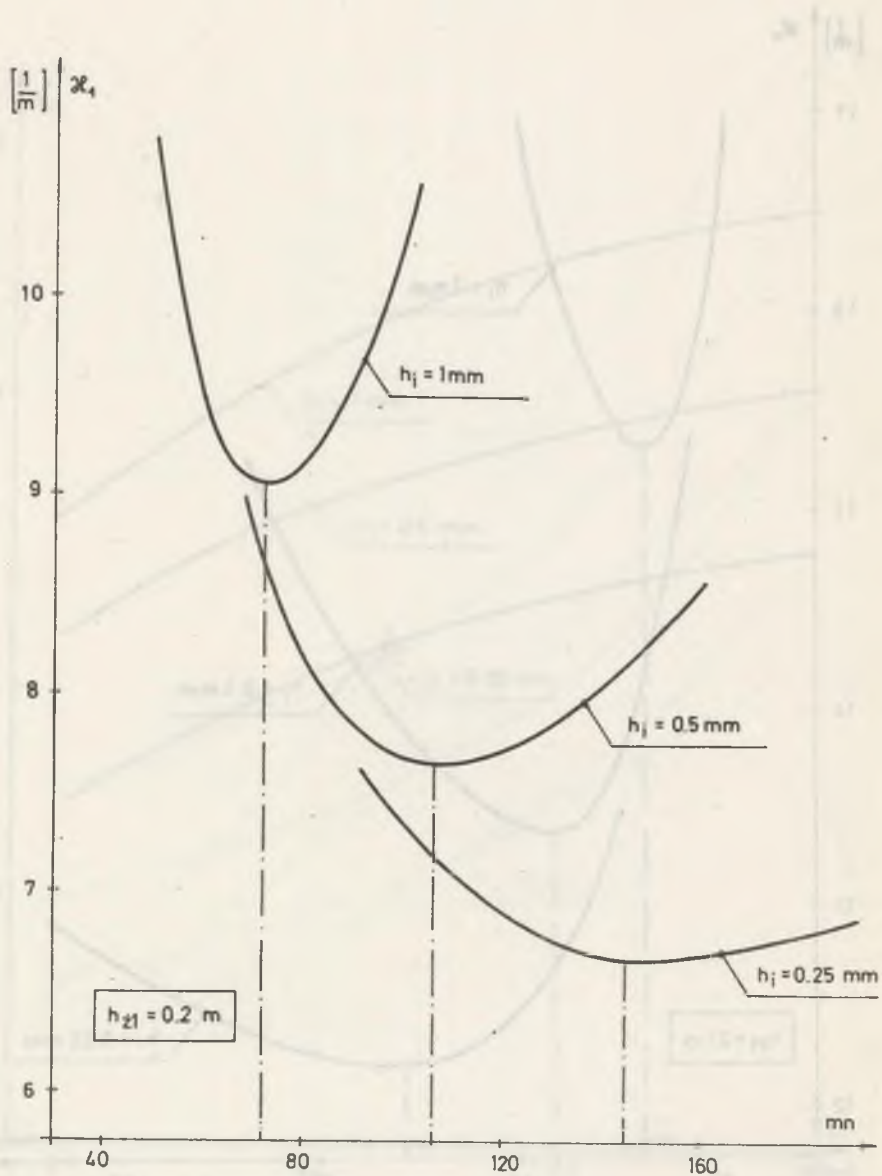
Rys. 6.2. Zależność optymalnej wysokości przewodu elementarnego od wysokości żłobka stojana przy parametrycznych zmianach podwójnej grubości izolacji przewodu elementarnego



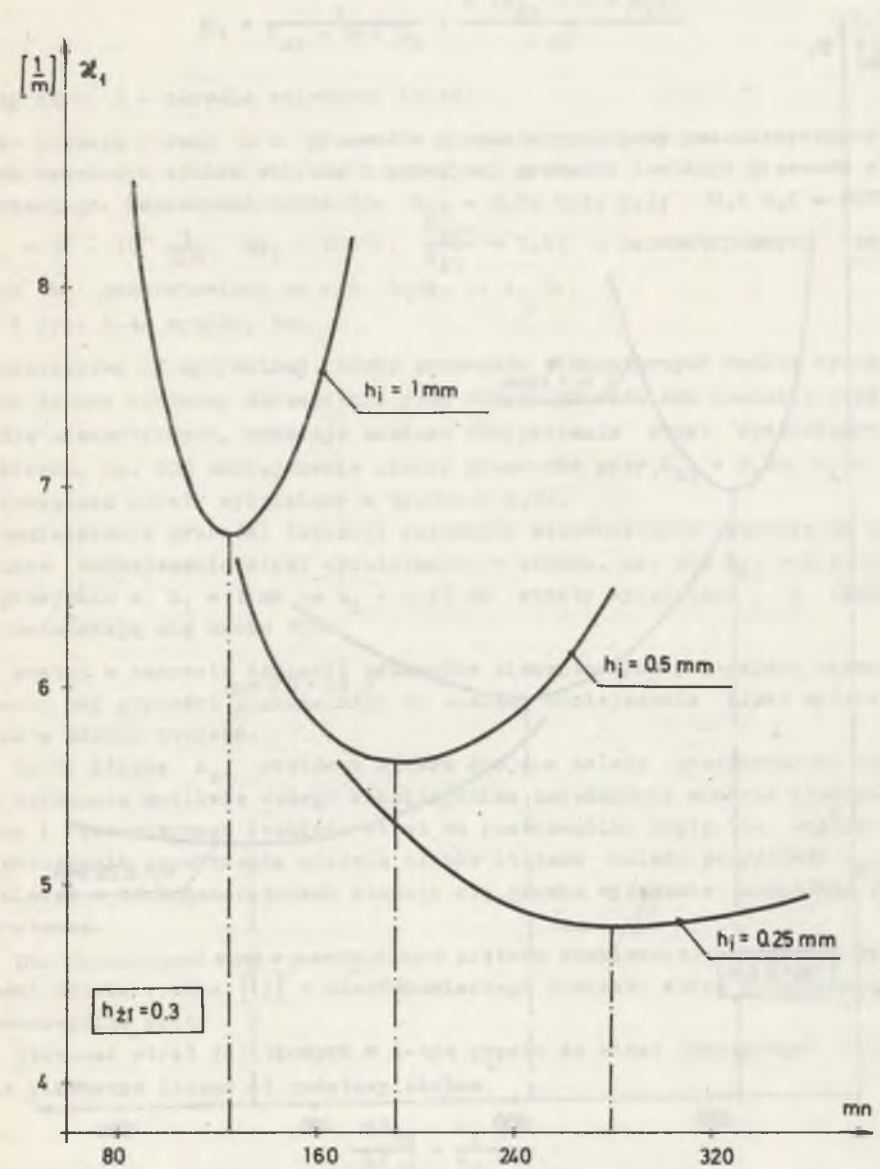
Rys. 6.3. Zależność współczynnika strat dodatkowych od wysokości żłobka stojana dla optymalnego doboru wysokości przewodu elementarnego przy parametrycznych zmianach podwójnej grubości izolacji przewodu elementarnego



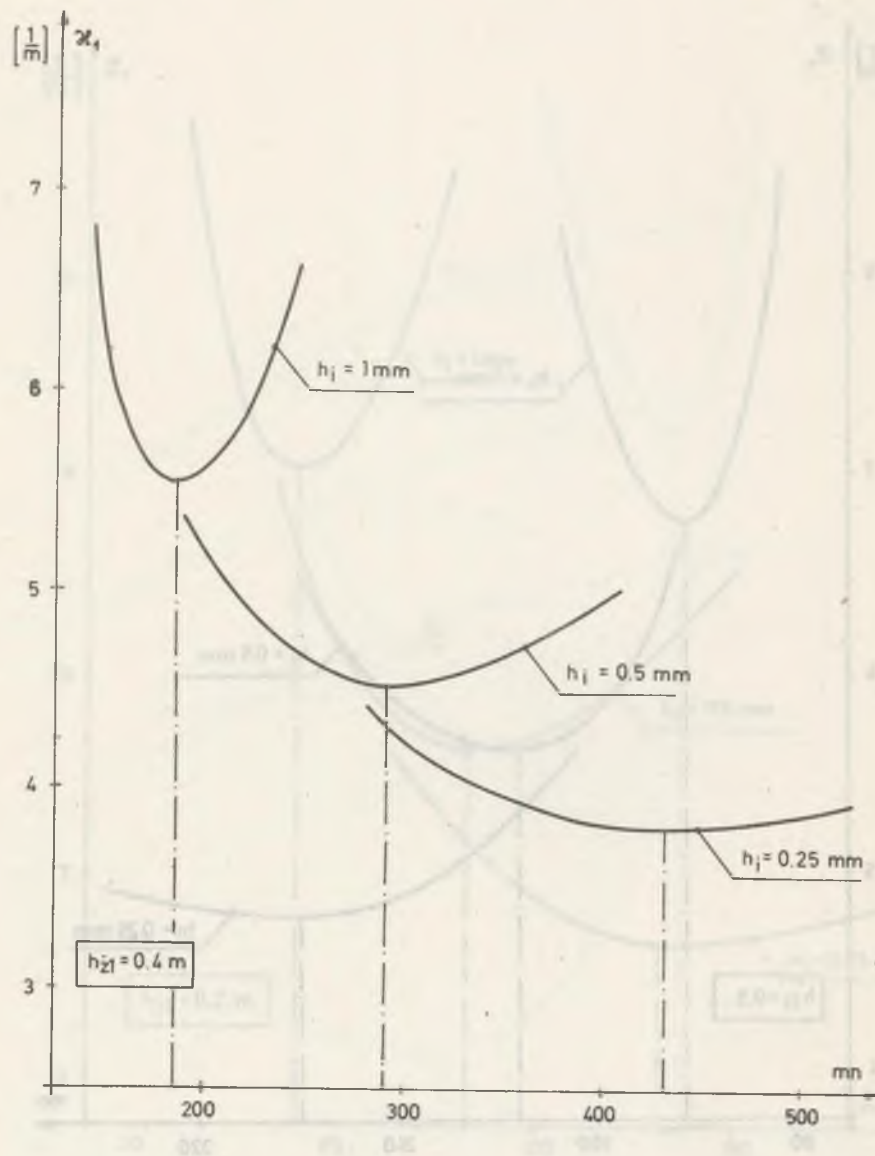
Rys. 6.4a. Zależność $\alpha_1 = f(mn)$ przy wysokości żłobka stojana $h_{z1} = 0,1m$ i parametrycznych zmianach grubości izolacji przewodu elementarnego



Rys. 6.4b. Zależność $\alpha_1 = f(m n)$ przy wysokości żłobka stojana $h_{z1} = 0,2 \text{ m}$ i parametrycznych zmianach podwójnej grubości izolacji przewodu elementarnego



Rys. 6.4c. Zależność $\alpha_1 = f(m n)$ przy wysokości żłobka stojana $h_{z1} = 0,3 \text{ m}$ i parametrycznych zmianach podwójnej grubości izolacji przewodu elementarnego



Rys. 6.4d. Zależność $\alpha_1 = f(m, n)$ przy wysokości żłobka stojana $h_{z1} = 0,4$ m i parametrycznych zmianach podwójnej grubości izolacji przewodu elementarnego

wydzielane w żłobku stojana można na podstawie równania (6.15), wyznaczając zależność

$$\alpha_1 = \frac{1}{h_{z1} - m n h_i} + \frac{d (h_{z1} - m n h_i)^3}{m n^2} \quad (6.18)$$

przy czym: d - określa zależność (6.14)

jako funkcję liczby m przewodów elementarnych przy parametrycznych zmianach wysokości żłobka stojana i podwójnej grubości izolacji przewodu elementarnego. Zależności takie dla $h_{z1} = 0,1; 0,2; 0,3; 0,4$ m, $f = 50$ Hz, $\gamma_{Cu} = 57 \cdot 10^6 \frac{1}{\Omega \cdot m}$, $\Delta T_1 = 100^\circ C$, $\frac{b_{Cu1}}{b_{z1}} = 0,65$ i parametrycznych zmianach h_i przedstawiono na rys. 6.4a, b, c, d.

Z rys. 6.4. wynika, że:

- odstępstwo od optymalnej liczby przewodów elementarnych wzdłuż wysokości żłobka stojana, szczególnie przy dużych grubościach izolacji przewodów elementarnych, powoduje znaczne powiększenie strat wydzielanych w żłobku, np. 20% zmniejszenie liczby przewodów przy $h_{z1} = 0,2$ m, $h_i = 1$ mm powiększa straty wydzielane w żłobku o 8,3%,
- zmniejszenie grubości izolacji przewodów elementarnych pozwala na znaczne zmniejszenie strat wydzielanych w żłobku, np. dla $h_{z1} = 0,2$ m przy przejściu z $h_i = 1$ mm na $h_i = 0,25$ mm straty wydzielane w żłobku zmniejszają się około 25%.

Postęp w zakresie izolacji przewodów elementarnych polegający na zmniejszeniu jej grubości pozwala więc na znaczne zmniejszenie strat wydzielanych w żłobku stojana.

Dobór liczby n_{z1} prętów w żłobku stojana należy przeprowadzać dążąc do uzyskania możliwie dużego współczynnika zapełnienia miedzią żłobka stojana i równomiernego rozkładu strat na poszczególne pręty. Ze względu na współczynnik zapełnienia miedzią żłobka stojana należy przyjmować $n_{z1} = 2$, ponieważ w turbogeneratorach stosuje się prawie wyłącznie uzwojenie dwuwarstwowe.

Nierównomierność strat w poszczególnych prętach rozmieszczonych wzdłuż wysokości żłobka wynika [15] z nierównomiernego rozkładu strat dodatkowych na poszczególne pręty.

Stosunek strat dodatkowych w i -tym pręcie do strat dodatkowych w pręcie pierwszym licząc od podstawy żłobka

$$\frac{\Delta P_{d1}}{\Delta P_{d1}} = \frac{k_i - 1}{k_1 - 1} \quad (6.19)$$

przy czym: k_i - współczynnik strat dodatkowych w pręcie i -tym,

k_1 - współczynnik strat dodatkowych w pręcie pierwszym.

Z zależności (6.17) wynika, że średni współczynnik strat dodatkowych dla prętów od pierwszego do i-tego

$$k_{s1} = 1 + (k-1) \left(\frac{i}{n}\right)^2 \quad (6.20)$$

przy czym: k - określa zależność (6.17).

Z bilansu strat dodatkowych wynika, że

$$k_{s1} - 1 = \frac{1}{i} \sum_{\nu=1}^i (k \nu - 1) \quad (6.21)$$

a zatem

$$i k_{s1} = \sum_{\nu=1}^i k \nu \quad (6.22)$$

$$k_i = i k_{s1} - \sum_{\nu=1}^{i-1} k \quad (6.23)$$

$$\sum_{\nu=1}^{i-1} k \nu = (i-1) k_{s(i-1)} \quad (6.24)$$

Wprowadzając wyrażenia (6.20), (6.24) do zależności (6.23) i uwzględniając, że średni współczynnik strat dodatkowych

$$k_{s(i-1)} = 1 + (k-1) \left(\frac{i-1}{n}\right)^2 \quad (6.25)$$

otrzymuje się zależność na współczynnik strat dodatkowych w i-tym pręcie

$$k_i = 1 + (k-1) \frac{i^3 - (i-1)^3}{n^2} \quad (6.26)$$

przy czym: k - określa zależność (6.17).

Jeżeli w wyrażeniu (6.26) podstawić i = 1, wówczas otrzymuje się zależność na współczynnik strat dodatkowych w pręcie pierwszym

$$k_1 = 1 + \frac{k-1}{n^2} \quad (6.27)$$

Z wyrażeń (6.19), (6.26), (6.27) wynika, że stosunek strat dodatkowych i-tym pręcie do strat dodatkowych w pierwszym pręcie licząc od podstawy żłobka

$$\frac{\Delta P_{di}}{\Delta P_{d1}} = i^3 - (i-1)^3 \quad (6.28)$$

Straty dodatkowe w pręcie uzwojenia twornika zależą więc w znacznym stopniu od położenia pręta wzdłuż wysokości żłobka stojana, licząc od podstawy żłobka. Stosunki strat dodatkowych w kolejnych prętach, licząc od pod-

stawy żłobka, do strat dodatkowych w pręcie pierwszym wynoszą 1, 7, 19, 37, 67, ... Przedstawiony rozkład strat dodatkowych na poszczególne pręty występuje wtedy, gdy liczba i wysokość przewodów elementarnych poszczególnych prętów jest jednakowa. Równomierny rozkład całkowitych strat w żłobku stojana na poszczególne pręty można uzyskać zmieniając wysokość przewodów elementarnych w pręcie w zależności od jego położenia wzdłuż wysokości żłobka stojana. Trudności technologiczne związane ze stosowaniem w budowie uzwojenia twornika przewodów elementarnych o różnych wymiarach przekroju poprzecznego powodują, że rezygnuje się z dążenia do zachowania równomiernego rozkładu strat wydzielanych w żłobku na poszczególne pręty uzwojenia. Jednak dla zmniejszenia dysproporcji w rozdziale strat na poszczególne pręty ogranicza się liczbę prętów wzdłuż wysokości żłobka stojana, przy czym zwykle $n_{z1} = 2$. Ograniczenie to jest zbieżne z ograniczeniem wynikającym z dążenia do uzyskania możliwie dużego współczynnika zapełnienia miedzią żłobka stojana. Liczbę prętów w żłobku stojana $n_{z1} > 2$ stosuje się tylko wtedy, gdy jest to niezbędne dla spełnienia funkcji ograniczenia określonej zależnością (4.63) i wynikającej z zadanego napięcia znamionowego uzwojenia twornika. Przedstawiony dobór wysokości przewodu elementarnego i rozkład strat dodatkowych na pręty umieszczone w żłobku dotyczy turbogeneratorów o pośrednim gazowym chłodzeniu uzwojenia twornika.

Przy bezpośrednim, zwykle wodnym chłodzeniu uzwojenia twornika stosowanym w turbogeneratorach dużych mocy, część przewodów elementarnych ma kanały dla przepływu wody. W przewodach takich stosunek powierzchni miedzi do powierzchni kanału w przekroju poprzecznym wynosi (0,7 ÷ 0,75), przy czym grubość ścianki przewodu wynosi (1 ÷ 1,5) mm. Podany przedział zmian grubości ścianki wynika z niezbędnej wytrzymałości mechanicznej ze względu na konieczność przeprowadzenia prób ciśnieniowych. W turbogeneratorach dużych mocy o wodnym chłodzeniu uzwojenia twornika wysokość żłobka stojana $h_{z1} > 0,2$ m, natomiast stosunek liczby przewodów bez kanałów chłodzących do całkowitej liczby przewodów $q_1 = (0,7 \div 0,85)$ ze względu na dużą intensywność chłodzenia wodnego. Z rys. 6.2 wynika, że dla $h_{z1} > 0,2$ m wysokość przewodu elementarnego $h_{10} < 2$ mm. Można więc w przybliżeniu przyjąć, że przedstawiony dobór wysokości przewodu elementarnego obowiązuje również dla uzwojeń twornika chłodzonych wodą jeżeli założyć, że grubość ścianki przewodu z kanałem równa się wysokości przewodu bez kanału. Uzwojenia tworników turbogeneratorów są prawie wyłącznie uzwojeniami dwuwarstwowymi, pętlicowymi. Uzwojenia takie są chętnie stosowane ze względu na jednakowy kształt i wymiary zwojów i stosunkowo krótkie połączenia czołowe zwojów. Jednakowy kształt i wymiary zwojów ułatwiają technologię wykonywania uzwojenia i zapewniają symetrię elektromagnetyczną zwojeń poszczególnych faz łącznie z ewentualnymi gałęziami równoległymi, natomiast stosunkowo krótkie połączenia czołowe zwojów dają małe zużycie przewodu nawojowego, a tym samym małe straty w uzwojeniu. Uzwojenia tworników mają

zwykle skrót poskoku $\gamma_1/\tau \approx 0,8$. Przy takim skrócie poskoku otrzymuje się małe zużycie przewodu nawojowego, a zatem małe straty w uzwojeniu [14], eliminację bądź skuteczne ograniczenie piątej i siódmej harmonicznej w napięciu twornika, ograniczenie strat dodatkowych na powierzchni wirnika powodowanych harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu oddziaływania twornika (p.3.3 - rys. 3.3). Przy skrócie poskoku $\gamma_1/\tau \approx 0,8$ stosunek długości jednego połączenia czołowego zwoju do wewnętrznej średnicy rdzenia stojana $k_1 = (2,4 \div 2,55)$.

7. UWAGI KOŃCOWE

W niniejszej pracy przyjęto szereg uproszczeń głównie ze względu na:

- trudności analitycznego określenia niektórych kosztów, np. kadłuba, tarcz,
- skomplikowane formy niektórych zależności, np. na długość promieniową szczeliny,
- dążenie do zmniejszenia liczby zmiennych decyzyjnych i liczby funkcji ograniczeń.

Uproszczenia te nie powinny jednak wprowadzić większych błędów w doborze zmiennych decyzyjnych, ponieważ ich wpływ na globalne zależności analizowanych zagadnień jest nieznaczny. Pewne dodatkowe korekty do przedstawionej metody projektowania dotyczące zagadnień szczegółowych i wynikające z przyjętych uproszczeń, w szczególności dla turbogeneratorów największych mocy, mogą być wprowadzane na podstawie szczegółowych wyników obliczeń.

W pracy przyjęto, że przeciążalność statyczna $p_g = 1,7$, co jest zgodne z wymaganiami normy, lecz może jednak budzić wątpliwości, ponieważ turbogeneratory są wyposażane w szybko działające układy regulacji napięcia, które zapewniają odpowiednią stabilność statyczną i poprawiają stabilność dynamiczną. Z tego powodu w pracy [23] przedstawiono metodę korekcji długości promieniowej szczeliny, która umożliwia taki jej dobór, przy którym straty zależne od długości szczeliny będą najmniejsze. Zgodnie z pracą [23] można posługiwać się przy projektowaniu przeciążalnością statyczną $p_g = 1,7$, ponieważ długość promieniowa szczeliny wyznaczona dla tej przeciążalności jest zbliżona do wartości optymalnej ze względu na straty w turbogeneratorze. W niniejszej pracy przyjęto, że znamionowy współczynnik mocy oraz własności i ceny jednostkowe materiałów elektromagnetycznie czynnych są znane.

Wynika stąd, że praca pozwala na:

- ocenę opłacalności wprowadzania droższych materiałów o polepszonych własnościach w porównaniu z materiałami dotychczas stosowanymi,
- określenie jednostkowego kosztu wytworzenia mocy biernej indukcyjnej w turbogeneratorze.

Ocenę opłacalności wprowadzenia nowych, lepszych lecz droższych materiałów można przeprowadzić wykonując obliczenia dwóch wariantów rozwiązania turbogeneratora (dla materiałów nowych i dotychczas stosowanych) i

przeprowadzając porównanie uzyskanych sum kosztów budowy i zdyskontowanego kosztu eksploatacji dla obu wariantów. Jednostkowy koszt wytworzenia mocy biernej indukcyjnej można określić przeprowadzając obliczenia kilku wariantów turbogeneratorsa o określonej mocy czynnej i zmieniających współczynnikach mocy. Można przy tym stwierdzić, że jednostkowy koszt wytworzenia mocy biernej indukcyjnej będzie zależał od mocy znamionowej turbogeneratorsa, a więc będzie on różny w elektrowniach różniących się mocami instalowanych turbogeneratorsów. Znany jednostkowy koszt mocy biernej w turbogeneratorsie o określonej mocy znamionowej ułatwia dobór znamionowego współczynnika mocy turbogeneratorsa. Dobór taki powinien dodatkowo uwzględnić koszt innych możliwości wytworzenia mocy biernej, np. instalowanie baterii kondensatorowych i koszt przesyłu.

Przedstawioną pracę można również częściowo wykorzystać w ewentualnych dalszych opracowaniach dotyczących, np:

- projektowania turbogeneratorsów bezżłobkowych,
- doboru wymiarów obwodu elektromagnetycznego dla całego szeregu mocy turbogeneratorsów, który ujmowałby efekty ekonomiczne jakie daje możliwość standaryzacji pewnych elementów, np. tarcz czołowych, wymiarów przewodów elementarnych uzwojenia twornika, w turbogeneratorsach obejmujących kilka kolejnych mocy z przyjętego szeregu.

LITERATURA

- [1] Aniempodiatow W.P., Kaszarskij E.G., Urusow J.D.: Problemy krupnogo turbogienieratorostrojenija. Izd. A.N. SSSR. Moskwa - Leningrad 1960.
- [2] Bennet R.R.: Water cooling of turbine generator rotor windings. English Electric Journal, March - April, 1968, vol. 23, Nr 2.
- [3] Berger A.J.: Woprosy ekonomiki pri projektirowanii elektriczeskich maszin. Izdat. "Wysszaja Szkoła". Moskwa 1967.
- [4] Boruszko W.W., Glebow J.A., Gniedin L.P.: O wyborie koefficienta mozcznostki turbogienieratorow 800 MW. Elektrotiechnika Nr 2, 1968.
- [5] Böning W.: Berechnung der Lasterregelstromes von Grenzleistungs Turbo-generatoren. ETZ, A. 1965, Juli.
- [6] Danilewicz J.B., Dombrowski W.W., Kazowski E.J.: Parametry elektriczeskich maszin pieriemlennogo toka. Izdat. Nauka, Moskwa - Leningrad 1965.
- [7] Danilewicz J.B.: Dobawocznyje potieri w turbo-i gidrogienieratorach. Izdat. Nauka, Leningrad 1977.
- [8] Dąbrowski M.: Pola i obwody magnetyczne maszyn elektrycznych. WNT, Warszawa 1971.
- [9] Findeisen W., Szymanowski J., Wierzbicki A.: Teoria i metody obliczeniowe optymalizacji. PWN, Warszawa 1977.
- [10] Glebow J.A., Danilewicz J.B.: Naucznyje problemy turbogienieratorostrojenija. Izdat. Nauka, Leningrad 1974.
- [11] Glebow J.A., Danilewicz J.B.: Nowriemiennoje sostojanije i problemy sozdanija turbo-gidrogienieratorow i sinchronnych kompensatorow. Elektriczesstwo Nr 3, 1976.
- [12] Hunt A.: Rozwój turbogeneratorsów w Wielkiej Brytanii. Przegląd Elektrotechniczny Nr 6, 1965.
- [13] Komar E.G.: Woprosy projektirowanija turbogienieratorsów. G.E.J., Moskwa - Leningrad 1955.
- [14] Kordecki A.: Einfluss der ökonomischen Faktoren auf die Geometrie der elektrischen Maschinen. Intern. Wiss. Koll. TH Ilmenau. 1977.
- [15] Kordecki A., Karwacki W.: Wpływ ustroju pręta uzwojenia stojana turbogeneratorsa na jego prądową obciążalność. Zeszyty Naukowe Politechniki Wrocławskiej "Elektryka" z. 193, 1968.
- [16] Latek W.: Turbogeneratory. WNT, Warszawa 1973.
- [17] Latek W., Bytnar A., Roguski S.: Rozkład temperatury w stojanie turbogeneratorsa dużej mocy z chłodzeniem bezpośrednim. Archiwum Elektrotechniki Nr 4, 1968.
- [18] Latek W., Przybysz J.: Rozkład temperatur w uzwojeniu wirnika turbogeneratorsa z chłodzeniem bezpośrednim zabierakowym. Archiwum Elektrotechniki Nr 3, 1969.
- [19] Luenberger D.G.: Teoria optymalizacji. PWN, Warszawa 1974.
- [20] Mizia Wł.: Zagadnienie doboru długości szczeliny w turbogeneratorsach. Rozprawy Elektrotechniczne, t. 12, z. 3, 1966.
- [21] Mizia Wł.: Analiza i optymalizacja obwodu elektrycznego i magnetycznego dwubiegunowych generatorów synchronicznych. Praca doktorska. Politechnika Śląska, 1969.

- [22] Mizia Wł.: Wpływ oddziaływania twornika i parametrów turbogeneratorsa na wymagany przepływ wzbudzenia. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej "Elektryka", Nr 27, 1970.
- [23] Mizia Wł.: Optymalizacja konstrukcji turbogeneratorów w zakresie wymiarów podstawowych i obwodu elektromagnetycznego. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej "Elektryka" Nr 59, 1977.
- [24] Moskwitin A.J.: Nieposredstwiennoje ochładzienieje elektriczeskich maszin. Izdat. AN SSSR, 1962.
- [25] Paszek Wł.: Podstawowe parametry elektromagnetyczne maszyny synchronicznej. Archiwum Elektrotechniki Nr 3, 1962.
- [26] Paszek Wł., Mizia Wł. i inni: Nowe opracowania konstrukcji maszyn elektrycznych. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej "Elektryka" Nr 27, 1970.
- [27] Pawluk K., Łukasiak B.: Obliczenia projektowe elektromagnetyczne turbogeneratorów. Materiały Konferencji na temat "Wybrane zagadnienia turbogeneratorów". SEP, Warszawa 1969.
- [28] Piątek S.: Możliwości zastosowania aluminium na uzwojenie wirników turbogeneratorów przy różnych systemach chłodzenia stojana i wirnika. Rozprawy Elektrotechniczne t. XI, z. 3, 1965.
- [29] Postnikow J.M.: Projektowanieje elektriczeskich maszin. G.I.T.L. USSR, Kijew 1960.
- [30] Praca zbiorowa: Issledowanieje elektromagnitnych poliej, paramietrow i potier w moszcznych elektriczeskich maszinach. Izdat. Nauka, Moskwa - Leningrad 1966.
- [31] Praca zbiorowa: Teioria, rascziet i issledowanieje wysokoispolzowaných elektriczeskich maszin. Izdat. Nauka, Moskwa - Leningrad 1965.
- [32] Praca zbiorowa: Wysokoispolzowanije turbo i gidrogienieratory s nieposriedstwiennym ochładzieniejem. Izdat. Nauka, Leningrad 1971.
- [33] Praca zbiorowa: Issledowanieje turbo i gidrogienieratorow bolszoj moszcznosti. Izdat. Nauka, Leningrad 1977.
- [34] Radwan K.: Porównanie wymiarów i ciężarów podstawowych elementów turbogeneratorów w zależności od systemu chłodzenia. Zesz. Naukowe Politechniki Wrocławskiej "Elektryka", z. 193, 1968.
- [35] Radwan K.: Porównanie ciężarów miedzi uzwojeń turbogeneratorów w zależności od systemu chłodzenia. Prace Instytutu Układów Elektromaszynowych Politechniki Wrocławskiej, Nr 4, 1970.
- [36] Radwan K.: Porównanie poszczególnych strat mocy w turbogeneratorach w zależności od systemu chłodzenia. Prace Instytutu Układów Elektromaszynowych Politechniki Wrocławskiej, Nr 6, 1970.
- [37] Rosenberg L.T.: Developments in Gas Conductors - Cooled Generators IEEE Transactions, Power Appar. and Syst. vol. 84, Nr 2, 1965.
- [38] Ruelle G., Heuillard J.: Contribution a l etude theorique de la puissance maximale des alternateurs. Rev. gen. electr. Nr 7-8, 1965.
- [39] Schusky W.: Berechnung elektrischer Maschinen. Springer. Wien 1960.
- [40] Schuisky W.: Vorasbestimmung der Erregung von Synchronmaschinen ETZ-A. Bd. 84, H. 10, 1963.
- [41] Schuisky W.: Kritische Betrachtung des Verfahrens Zum Bestimmen der Leerregung von Synchronmaschinen. Siemens Zeitschrift H. 5, 1964.
- [42] Siergiejew P.S.: Projektowanieje turbogienieratorow. MEI, Moskwa 1961.
- [43] Spiess H.: Die günstigste Bemessung der Kühlikanäke bei direkt gekühlten Turbogeneratorwicklungen. Bulletin Oerlikon Nr 355, 1963.
- [44] Spiess H.: Die Begrenzung der Ausführbarkeit grösster Turbogeneratorleistungen durch die Beanspruchungen des Rotors. Bulletin Oerlikon. Nr 360, 1964.

- [45] Szewczuk S.: Wpływ układów chłodzenia na zwiększenie mocy jednostkowej turbogeneratorów. Prace Instytutu Układów Elektromaszynowych Politechniki Wrocławskiej, Nr 6, 1970.
- [46] Śliwiński T.: Optymalizacja kosztu materiałów i energii elektrycznej przy projektowaniu silników indukcyjnych. Materiały Konferencji "Konstrukcja silników a oszczędność energii elektrycznej". Warszawa 1979.
- [47] Titow W.W., Hutorieckij G.M., Zagorodnaja G.A., Wartanian G.P., Zastawskij D.J., Smotrow J.A.: Turbogienieratory, rascziet i konstrukcja. Izdat. "Energiya", Leningrad 1967.
- [48] Wiedeman E.: Wasserkraftgeneratoren mit Flussigkeitskühlung in Stator und Rotor. Brown Boveri Mitteilungen, Nr 5, 1964.
- [49] Wiedeman E.: Grossturbogeneratoren mit ausschliesslicher Wasserkühlung. Brown Boveri Mitteilungen, Nr 9, 1966.
- [50] Wiedeman E.: Internationale Entwicklung von Grossturbogeneratoren Elektrizitätswirtschaft, Nr 10, 1968.
- [51] Wood H.J., Dawidson D.F.: Rozwój konstrukcji niektórych dużych turbogeneratorów. Przegląd Elektrotechniczny, Nr 6, 1965.
- [52] Woronowski G.P., Glebow J.A., Danilewicz J.B.: Tipowyje konstruktywneje rieszenija w turbogienieratorach. Elektrotechnika Nr 1, 1975.
- [53] Zangwill W.I.: Programowanie nieliniowe. WNT, Warszawa 1974.
- [54] Zdrojewski R.: Analiza wpływu warunków elektromagnetycznych, eksploatacyjnych, mechanicznych i cieplno-wentylacyjnych na wymiary żelaza czynnego turbogeneratorów dużej mocy. Prace Instytutu Elektrotechnik. Warszawa 1958.
- [55] Zdrojewski R.: Wpływ parametrów konstrukcyjnych na wymiary żelazaczynnego turbogeneratorów. Przegląd Elektrotechniczny Nr 5, 1964.
- [56] Zembrzusi J.: Analiza symetrii uzwojeń stojanów turbogeneratorów o zwiększonej liczbie gałęzi równoległych. Prace Instytutu Elektrotechniki. Z. 26, Warszawa 1959.

METODA OPTIMALIZACJI OBWODÓW ELEKTROMAGNETYCZNYCH
W TURBOGENERATORACH DWUBIEGUNOWYCH

S t r e s z c z e n i e

Praca dotyczy optymalizacji obwodów elektromagnetycznych w turbogeneratorach dwubiegunowych przy uwzględnieniu wymagań technicznych oraz kosztów budowy i eksploatacji. W pracy określono analityczne zależności na wymiary obwodu elektromagnetycznego, funkcję celu i funkcję ograniczeń, przyjmując, że są znane dane znamionowego turbogeneratorsa, własności i ceny materiałów magnetycznych, przewodowych i izolacyjnych, cena jednostkowa energii elektrycznej i stopa oprocentowania kapitału. Funkcją celu jest suma kosztów odkuwki wirnika, rdzenia stojana, uzwojeń łącznie z izolacją i zdyskontowanego kosztu strat energii w turbogeneratorze w okresie jego eksploatacji. Funkcje ograniczeń wynikają z dopuszczalnych naprężeń mechanicznych wirnika z dopuszczalnych spadków temperatury w izolacjach uzwojeń, z założonej względnej reaktancji rozproszenia uzwojenia twornika, z zadanego napięcia uzwojenia twornika.

Funkcja celu i funkcje ograniczeń zależą od rodzaju chłodzenia uzwojeń i rdzenia stojana i są nieliniowymi funkcjami zmiennych wektorowych o czterech zmiennych decyzyjnych. Zmiennymi decyzyjnymi są: amplituda B_2 pierwszej harmonicznej indukcji magnetycznej na powierzchni wirnika, gęstość J_2 prądu wzbudzenia, współczynnik β będący stosunkiem średnicy do długości wirnika, współczynnik λ będący stosunkiem wysokości żłobka stojana do średnicy wewnętrznej rdzenia stojana.

Dobór zmiennych decyzyjnych polega na określeniu minimum funkcji celu przy ograniczeniach i pozwala na określenie podstawowych wymiarów obwodu elektromagnetycznego - średnicy i długości wirnika, długości promieniowej szczeliny, wysokości żłobka stojana, długości i średnicy zewnętrznej rdzenia stojana.

Następnie przedstawiono dobór parametrów konstrukcyjnych i napięć znamionowych uzwojeń oraz dodatkowe możliwości wykorzystania pracy, np. przy ocenie opłacalności wprowadzania do budowy turbogeneratorów lepszych lecz droższych materiałów, przy określaniu jednostkowego kosztu wytwarzania mocy biernej w turbogeneratorach.

МЕТОД ОПТИМИЗАЦИИ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ЦЕПЕЙ
В ДВУХПОЛЮСНЫХ ТУРБОГЕНЕРАТОРАХ

Р е з ю м е

Работа касается оптимизации электромагнитных цепей в двухполюсных турбогенераторах с учётом технических требований а также стоимости строения и эксплуатации. В работе представлены аналитические зависимости определяющие размеры электромагнитной цепи, функцию цели, функции ограничений, принимая что известны номинальные данные турбогенератора, свойства и единичные цены магнитных, проводниковых и изоляционных материалов, единичная цена электрической энергии и процентная норма. Функцией цели является суммарная стоимость стали ротора, сердечника статора, обмоток вместе с изоляцией, а та же дисконтированный стоимости потер энергии в турбогенераторе во время его эксплуатации. Функции ограничения вытекают из предельных механических напряжений в роторе, падений температуры в изоляциях обмоток, из относительной реактивности рассеяния обмоток якоря, из заданного напряжения обмотки якоря

Функция цели и функции ограничения зависят от системы охлаждения обмоток и сердечника статора. Эти функции является нелинейными функциями векторных переменных с четырьмя решающими переменными. Решающими переменными являются: амплитуда B_2 первой гармонической магнитной индукции на поверхности ротора, плотность J_2 тока возбуждения, коэффициент β являющийся отношением диаметра к длине ротора, коэффициент λ являющийся отношением высоты паза статора к внутреннему диаметру сердечника статора. Подбор решающих переменных состоит в определении минимум функции цели при ограничениях и позволяет определить основные размеры электромагнитной цепи - диаметра и длины ротора радиальной длины зазора, высоты паза статора, длины и наружного диаметра сердечника статора.

Кроме того, представлен подбор конструктивных параметров и номинальных напряжений обмоток, а также дополнительные возможности использования работы, например при оценке рентабельности введения в строение турбогенераторов лучших, но более дорогих материалов, при определении единичной стоимости изготовления реактивной мощности в турбогенераторах.

METHODS OF OPTIMISATION OF ELECTROMAGNETIC CIRCUITS
IN TWO POLE TURBOALTERNATORS

S u m m a r y

The paper deals with the optimisation of electromagnetic circuits in two pole turboalternators considering technical requirements as well as the cost of their building and exploitation.

The analytical dependences of the dimensions on electromagnetic circuit of the aiming and limiting functions are defined assuming that the rating values of turbogenerator the properties and prices of magnetic, wiring and isolating materials, the unitary cost of electric energy and the rate of interest of the capital are known.

The aim function is the sum of the cost of rotor forging, of stator core, of windings together with isolation and discounted cost of energy losses in turbogenerator during the time of its exploitation.

The limiting functions are due to the permissible mechanical stress of the rotor, to the permissible temperature drops in the insulation as well as to the assumed relative armature leakage reactance and the demanded armature voltage.

The aiming and limiting functions depend on the kind of the winding and stator core cooling and they are non-linear functions of the vectorial variables with the four decision variables. The decision variables are B_2 - amplitude of the fundamental harmonic of magnetic induction on the rotor surface, J_2 - current density in the exciting winding, coefficient β as the ratio of diameter to the rotor length, coefficient λ as the ratio of stator slot height to inner diameter of stator core.

The decision variables at the minimum of the aiming function with limited values being held determine the basic dimensions of electromagnetic circuit; these are the length of the rotor; radial length of the gap; stator slot height; length and outer diameter of stator core. The choice of constructional parameters and rated voltage of the windings is discussed.

Additional possibilities of making use of the solutions suggested by the author are presented e.g. how to evaluate the advantage of introducing at turbogenerator building better but more expensive materials and how to define the unitary cost of generating reactive power in turbogenerators.

P 3347/80/69

WYDAWNICTWA NAUKOWE I DYDAKTYCZNE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ MOŻNA NABYC W NASTĘPUJĄCYCH PLACÓWKACH:

- 44-100 Gliwice — Księgarnia nr 096, ul. Konstytucji 14 b
- 44-100 Gliwice — Spółdzielnia Studencka, ul. Wrocławska 4 a
- 40-050 Katowice — Księgarnia nr 015, ul. Zwirki i Wigury 33
- 40-096 Katowice — Księgarnia nr 005, ul. 3 Maja 12
- 41-900 Bytom — Księgarnia nr 048, Pl. Kościuszki 10
- 41-500 Chorzów — Księgarnia nr 063, ul. Wolności 22
- 41-300 Dąbrowa Górnicza — Księgarnia nr 081, ul. ZBoWiD-u 2
- 47-400 Racibórz — Księgarnia nr 148, ul. Odrzańska 1
- 44-200 Rybnik — Księgarnia nr 162, Rynek 1
- 41-200 Sosnowiec — Księgarnia nr 181, ul. Zwycięstwa 7
- 41-800 Zabrze — Księgarnia nr 280, ul. Wolności 288
- 00-901 Warszawa — Ośrodek Rozpowszechniania Wydawnictw Naukowych PAN — Pałac Kultury i Nauki

Wszystkie wydawnictwa naukowe i dydaktyczne zamawiać można poprzez Składnicę Księgarską w Warszawie, ul. Mazowiecka 9.