

**ZESZYTY
NAUKOWE
POLITECHNIKI
ŚLĄSKIEJ**



P. 8347 / 77

ELEKTRYKA

**Z. 59
GLIWICE
1977**

SPIS TREŚCI

	Str.
1. WSTĘP	3
2. PRZEPIŁYWY	7
2.1. Uzyskiwany przepływ wzbudzenia	7
2.2. Wymagany przepływ wzbudzenia	10
2.3. Graniczny przepływ oddziaływania twornika	15
2.4. Zależność względnej reaktancji oddziaływania twornika i stosunku C od przeciążalności statycznej	16
3. WYMIARY PODSTAWOWE	20
3.1. Średnica i długość wirnika	20
3.2. Długość promieniowa szczeliny	21
3.3. Długość rdzenia stojana	25
3.4. Wewnętrzna i zewnętrzna średnica rdzenia stojana	26
4. MASA ELEMENTÓW ELEKTROMAGNETYCZNIE CZYNNYCH	29
4.1. Masa stali wirnika	29
4.2. Masa uzwojenia wzbudzenia	30
4.3. Masa blach stojana	31
4.4. Masa uzwojenia twornika	33
5. STRATY MOCY CZYNNEJ	36
5.1. Straty elektromagnetyczne	36
5.1.1. Straty elektromagnetyczne podstawowe	37
5.1.2. Straty elektromagnetyczne dodatkowe	40
5.2. Straty mechaniczne	51
5.2.1. Straty tarcia	51
5.2.2. Straty wentylacyjne	53
6. WSPÓLCZYNNIKI β , λ I GĘSTOŚĆ PRĄDU WZBUDZENIA	56
7. UZWOJENIA	62
7.1. Uzwojenie wzbudzenia	62
7.2. Uzwojenie twornika	64
8. KOREKCJA DŁUGOŚCI PROMIENIOWEJ SZCZELINY	72
9. UWAGI KOŃCOWE	78
LITERATURA	79
STRESZCZENIA	82

POLITECHNIKA ŚLĄSKA

ZESZYTY NAUKOWE

Nr 539



P. 33 47 / 77

**OPTIMALIZACJA KONSTRUKCJI TURBOGENERATORÓW
W ZAKRESIE WYMIARÓW PODSTAWOWYCH
I OBWODU ELEKTROMAGNETYCZNEGO**

PL ISSN 0072-4688

GLIWICE

1977

OPINIODAWC Y

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

REDAKTOR NACZELNY WYDAWNICTW UCZELNIANYCH
POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ

Jan Bandrowski

REDAKTOR DZIAŁU

Zofia Cichowska

SEKRETARZ REDAKCJI

Jan Znamirowski

OPRACOWANIE REDAKCYJNE

Anna Błażkiewicz

Wydano za zgodą
Rektora Politechniki Śląskiej

Dział Wydawnictw Politechniki Śląskiej
Gliwice, ul. Kujawska 2

Nakł. 200+85 Ark. wyd. 4,41 Ark. druk. 5,25 Papier offsetowy kl. III. 70x100, 70 g
Oddano do druku 20 10 1977 Podpis do druku 2.12 1977 Druk ukończ. w grudniu 1977
Zam. 1415/77 Cena zł 11,-

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

P 64/78

1. WSTĘP

Turbogeneratory buduje się najczęściej jako maszyny dwubiegunowe, których znamionowa prędkość obrotowa, ze względu na typową częstotliwość 50 Hz napięcia przemiennego, wynosi $50 \frac{\text{obr}}{\text{s}}$. Maszyny tego typu są przedmiotem niniejszej pracy.

Koszt wytworzenia jednostki energii elektrycznej [9], [14] zmniejsza się przy powiększaniu mocy instalowanych turbogeneratorów. Z tego powodu dąży się do budowy turbogeneratorów o coraz większych mocach znamionowych. Dążenie takie, ze względu na konieczność zapewnienia rezerwy zasilania, jest uzasadnione, jeżeli moc systemu elektroenergetycznego, w którym turbogenerator będzie pracował jest wielokrotnie (więcej niż ok. 20-krotnie) większa od jego mocy znamionowej. Przy dużych mocach systemów elektroenergetycznych moce znamionowe instalowanych turbogeneratorów są ograniczone technicznymi możliwościami budowy samych turbogeneratorów oraz turbin i kotłów parowych.

Obecnie buduje się turbogeneratory o mocach (6÷1300) MVA i napięciach znamionowych uzwojeń tworników (6÷24) kV przy znamionowych współczynnikach mocy 0,8i; 0,85i; 0,9i. Stosunkowo wąski przedział zmian znamionowych napięć uzwojeń tworników wynika z konieczności ograniczenia wymiarów wirnika ze względu na drgania i naprężenia mechaniczne powodowane siłą odśrodkową, z braku odpowiednich materiałów magnetycznych i izolacyjnych oraz z ograniczonej liczby żłobków i zwojności uzwojenia twornika. Wąski przedział napięć znamionowych uzwojeń tworników w porównaniu z przedziałem mocy budowanych turbogeneratorów powoduje, że przy powiększaniu mocy turbogeneratorów powiększają się prądy znamionowe uzwojeń tworników oraz przepływy wzbudzenia i oddziaływania twornika. Powiększanie się przepływów jest wynikiem stosunkowo małych zmian wymiarów obwodu magnetycznego turbogeneratorów przy powiększaniu ich mocy znamionowych, w szczególności w zakresie mocy powyżej 100 MVA. W warunkach znamionowych przepływ wzbudzenia jest większy od przepływu oddziaływania twornika ze względu na indukcyjny znamionowy współczynnik mocy. Dla określonego znamionowego współczynnika mocy stopień powiększania przepływu wzbudzenia zależy głównie od względnej reaktancji oddziaływania twornika. Budowa turbogeneratorów o coraz większych mocach wymaga zapewnienia odpowiedniego przepływu wzbudzenia mimo ograniczenia wymiarów wirnika. Zapewnienie odpowiedniego przepływu wzbudzenia dla turbogeneratorów o coraz większych mocach znamionowych jest możliwe głównie przez stosowanie coraz to bardziej skutecznych rodzajów chłodzenia uzwojenia wzbudzenia [2], [3], [14]. Jeśli dodatkowo

uwzględnić, że wirnik jest elementem obwodu magnetycznego o największych indukcjach magnetycznych, wówczas można stwierdzić, że wirnik turbogeneratorsa jest najbardziej wykorzystany pod względem elektromagnetycznym.

Przy projektowaniu maszyn elektrycznych często korzysta się z wielkości, których wartości lub zależności są podawane na podstawie danych doświadczalnych zbudowanych maszyn. Duży zakres mocy budowanych turbogeneratorów uzyskiwany głównie przez powiększenie intensywności chłodzenia uzwojenia wzbudzenia powoduje, że wielkości te np. stała Arnoldda, tracą przydatność przy projektowaniu turbogeneratorów dużych mocy. Ponadto posługiwanie się tymi wielkościami nie pozwala na przeprowadzenie analizy wpływu gęstości prądu wzbudzenia, znamionowego współczynnika mocy, przeciążalności, własności materiałów, z których buduje się obwód magnetyczny i uzwojenia, na wymiary podstawowe turbogeneratorsa. Przy powiększaniu mocy budowanych turbogeneratorów ulegają również zmianie własności magnetyczne odkuwki wirnika i blach rdzenia stojana, wymiary przewodów nawojowych uzwojeń, współczynniki zapełnienia miedzią żłobków stojana i wirnika, co trzeba uwzględnić przy projektowaniu.

Turbogeneratorsy należy więc projektować przy możliwie pełnym uwzględnieniu wielkości, które mogą ulegać zmianie. Szczególnego znaczenia nabiera przy tym dobór wymiarów podstawowych (średnica i długość wirnika, długość promieniowa szczeliny, średnica i długość rdzenia stojana) i uzwojeń - wzbudzenia i twornika. Wymiary podstawowe i uzwojenia wpływają istotnie na własności ruchowe turbogeneratorsa oraz koszty związane z jego budową i eksploatacją. Mimo obszernej literatury dotyczącej projektowania turbogeneratorsów, zagadnienia te nie są w pełni opracowane. Stanowią one główny przedmiot studialny niniejszej pracy.

W niniejszej pracy ustalono najpierw wpływ:

- parametrów konstrukcyjnych wirnika i gęstości prądu wzbudzenia na uzyskiwany przepływ wzbudzenia,
- parametrów eksploatacyjnych turbogeneratorsa (znamionowego współczynnika mocy i względnej reaktancji oddziaływania twornika) na wymagany przepływ wzbudzenia,
- przeciążalności statycznej na względną reaktancję oddziaływania twornika przy parametrycznych zmianach znamionowego współczynnika mocy.

W wyniku tej analizy określono graniczny przepływ oddziaływania twornika i ustalono wzajemną relację średnicy i długości wirnika jako elementu najbardziej wykorzystanego pod względem elektromagnetycznym. Wymiary wirnika turbogeneratorsa o określonej mocy znamionowej zależą głównie od gęstości prądu wzbudzenia i stosunku β średnicy do długości wirnika, który nazwano współczynnikiem kształtu wirnika. Wychodząc ze średnicy i długości wirnika, podano wyrażenia na pozostałe wymiary podstawowe, tj. długość promieniową szczeliny, długość rdzenia stojana i średnicę zewnętrzną rdzenia stojana. Dla ustalenia średnicy zewnętrznej rdzenia stojana było konieczne wprowadzenie stosunku λ wysokości żłobka stojana do średnicy

wewnętrznej rdzenia stojana, który nazwano współczynnikiem wysokości żłobka stojana. Ustalone wymiary główne pozwoliły na określenie masy elementów elektromagnetycznie czynnych oraz strat mocy czynnej jako funkcji mocy wewnętrznej, gęstości prądu wzbudzenia oraz współczynników β , λ . Zależności te wykorzystano, rozpatrując zagadnienie doboru gęstości prądu wzbudzenia oraz współczynników β , λ . Przedstawiono wpływ gęstości prądu wzbudzenia oraz współczynników β , λ na koszt elementów elektromagnetycznie czynnych, sprawność oraz łączny koszt elementów elektromagnetycznie czynnych i energii strat wydzielanych w okresie eksploatacji turbogenerатора. Uzasadniono, że dobór wymienionych wielkości może być determinowany zarówno wytrzymałością mechaniczną wirnika jak i problemami technicznymi związanymi z realizacją odpowiedniego chłodzenia uzwojenia wzbudzenia. Dobrane wartości gęstości prądu wzbudzenia i współczynników β , λ przy wykorzystaniu podanych uprzednio wyrażen pozwalają na określenie podstawowych wymiarów, masy elementów czynnych, sprawności i gęstości prądu stojana.

W dalszej części pracy przedstawiono zagadnienia dotyczące uzwojenia wzbudzenia i uzwojenia twornika. Zagadnienia te obejmują:

- dobór znamionowego napięcia wzbudzenia, liczby żłobków stojana, liczby przewodów elementarnych w żłobku stojana z uwzględnieniem wpływu grubości izolacji, znamionowego napięcia twornika,
- rozdział strat dodatkowych na pręty umieszczone w żłobku stojana,
- problemy związane z dopasowaniem napięć uzwojeń tworników turbogeneratorów małej mocy do typowych napięć sieci przemysłowych.

W ramach uwag końcowych zwrócono szczególną uwagę na kontrowersyjną sprawę doboru długości promieniowej szczeliny na podstawie wymaganej przeciążalności statycznej. Uzasadniono, że posługiwanie się tradycyjnie przyjmowaną przeciążalnością statyczną jest częściowo zdezaktualizowane i podano wynikającą stąd korekcję długości szczeliny. Korekcja ta polega na takim ostatecznym doborze długości szczeliny, przy którym łączne straty zależne od długości szczeliny będą najmniejsze. Ponadto przedstawiono również szereg innych zagadnień, które są nadal dyskusyjne lub powinny być przedmiotem dalszych opracowań.

Przedstawione zagadnienia umożliwiają optymalny dobór podstawowych parametrów konstrukcyjnych obwodu magnetycznego i uzwojeń przy zadanych własnościach materiałów magnetycznych, przewodowych i izolacyjnych. Pozwala to na opracowanie optymalnych konstrukcji turbogeneratorów.

Niniejsza praca nie obejmuje więc całości zagadnień związanych z budową turbogeneratorów. Dotyczy ona głównie tych zagadnień podstawowych związanych z projektowaniem turbogeneratorów, które w sposób istotny wpływają na koszty oraz własności turbogeneratorów. Z przedstawionych zagadnień wynikają również ogólne wymagania odnośnie rozwiązania innych zagadnień np. chłodzenia uzwojeń.

Należy również podkreślić, że w literaturze brak jest opracowań, które całościowo ujmowałyby zagadnienie optymalizacji. Z tego powodu stworzono

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. PRZEPIŁYWY

Turbogenerator ma dwa uzwojenia - wzbudzenia i twornika. Jeżeli w uzwojeniach tych płyną prądy, wówczas są wytwarzane przepływy - wzbudzenia i oddziaływania twornika. Przepływ wzbudzenia jest większy od przepływu oddziaływania twornika w znamionowych warunkach pracy turbogenerators, ponieważ znamionowe współczynniki mocy turbogeneratorów wynoszą 0,81; 0,85i; 0,91. Ograniczone możliwości uzyskiwania przepływu wzbudzenia narzucają ograniczenie przepływu oddziaływania twornika. Określenie granicznego (dopuszczalnego) przepływu oddziaływania twornika wymaga wyznaczenia uzyskiwanego i wymaganego przepływu wzbudzenia. Ograniczenie przepływu oddziaływania twornika, przy określonym przepływie wzbudzenia, zależy głównie od znamionowego współczynnika mocy i względnej reaktancji oddziaływania twornika (przeciążalności statycznej).

2.1. Uzyskiwany przepływ wzbudzenia

Wirnik turbogenerators stanowi odkudka stalowa w formie walca z w-frezowanymi żłobkami dla umieszczenia uzwojenia wzbudzenia. Żłobki i tzw. zęby wąskie zajmują tylko część obwodu wirnika, natomiast pozostałą część stanowią tzw. zęby szerokie (rys. 2.1).

Wielkością charakterystyczną wirnika jest współczynnik zapełnienia obwodu wirnika przez uzwojenie wzbudzenia

$$\gamma = \frac{Z_2}{N_2} \quad (2.1)$$

przy czym:

Z_2 - liczba uzwojonych żłobków wirnika,

N_2 - liczba podziałek żłobkowych na obwodzie wirnika.

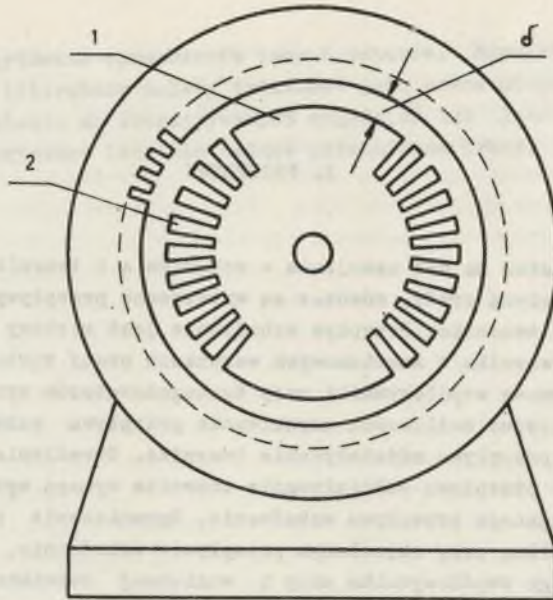
Dla turbogenerators [12], [19]:

- współczynnik $\gamma = (0,7 \div 0,75)$,

- stosunek średnicy D_2 wirnika do liczby N_2 podziałek żłobkowych na obwodzie wirnika

$$\frac{D_2}{N_2} = (0,018 \div 0,022) \quad (2.2)$$

a więc wielkości te są praktycznie stałe.



Rys. 2.1. Przekrój poprzeczny turbogeneratora
1 - ząb szeroki, 2 - ząb wąski

Przekrój poprzeczny żłobka wirnika może mieć kształt prostokąta lub trapezu a jego powierzchnia, przy określonej średnicy wirnika, a tym samym określonej liczbie podziałek żłobkowych na obwodzie wirnika, jest ograniczona przez minimalną szerokość b_{z2m} wąskiego zęba wirnika dopuszczalną ze względu na wytrzymałość mechaniczną.

Maksymalna powierzchnia żłobka o prostokątnym kształcie przekroju poprzecznego [19]

$$S_{z2p} = \frac{\pi}{8} \cdot \frac{D_2^2}{N_2} \xi_1^2 \quad (2.3)$$

przy czym:

$$\xi_1 = 1 - \frac{b_{z2m}}{t_{z2}}$$

$$t_{z2} = \frac{\pi D_2}{N_2} - \text{podziałka żłobkowa wirnika}$$

i uzyskuje się ją dla

$$\chi = \frac{h_{z2}}{b_{z2}} = \frac{N_2}{2\pi} \quad (2.4)$$

przy czym: h_{z2} , b_{z2} - wysokość i szerokość żłobka wirnika.

Dla żłobka o trapezowym kształcie przekroju poprzecznego:

- wysokość oraz minimalna szerokość żłobka są takie same jak wysokość oraz szerokość żłobka o prostokątnym kształcie przekroju poprzecznego,
- w środku kołowego przekroju wirnika os żłobka przecina się z prostymi będącymi przedłużeniem boków trapezu.

W tych warunkach powierzchnia żłobka o trapezowym kształcie przekroju poprzecznego:

$$S_{z2t} = \frac{\pi}{8} \cdot \frac{D_2^2}{N_2} \xi_1^2 \frac{4 - \xi_1}{4 - 2\xi_1} \tag{2.5}$$

Głównie względy wytrzymałości mechanicznej wąskich zębów wirnika powodują, że współczynnik ξ_1 jest praktycznie stały, ponieważ dla całego zakresu mocy budowanych turbogeneratorów zmienia się w przedziale (0,76÷0,8). Średnio można przyjmować $\xi_1 = 0,78$. Ogólnie maksymalny przekrój żłobka wirnika

$$S_{z2} = \frac{\pi}{8} \cdot \frac{D_2^2}{N_2} \xi \tag{2.6}$$

przy czym:

- $\xi = \xi_1^2 \approx 0,6$ - dla żłobka o prostokątnym kształcie przekroju poprzecznego,
- $\xi = \xi_1^2 \frac{4 - \xi_1}{4 - 2\xi_1} \approx 0,8$ - dla żłobka o trapezowym kształcie przekroju poprzecznego.

Określenie wyrażenia na maksymalny przekrój żłobka wirnika pozwala na ustalenie zależności na uzyskiwany przepływ wzbudzenia. Uzyskiwany przepływ wzbudzenia

$$\theta_{wm} = 0,25 Z_2 S_{z2} J_2 k_{cu2}$$

a przy uwzględnieniu zależności (2.6) i (2.1)

$$\theta_{wm} = \frac{\pi}{32} D_2^2 J_2 \gamma \xi k_{cu2} \tag{2.7}$$

przy czym:

- J_2 - gęstość prądu wzbudzenia,
- k_{cu2} - współczynnik wypełnienia miedzią żłobka wirnika.

Uzyskiwany przepływ wzbudzenia zależy głównie od średnicy wirnika, gęstości prądu wzbudzenia i współczynnika wypełnienia miedzią żłobka wirnika, ponieważ pozostałe wielkości występujące w wyrażeniu (2.7) są praktycznie stałe. Gęstość prądu wzbudzenia i współczynnik wypełnienia miedzią żłobka wirnika praktycznie nie zależą od średnicy wirnika. Współczynnik

nik zapełnienia miedzią żłobka wirnika zależy głównie od sposobu (pośredni lub bezpośredni) chłodzenia uzwojenia wzbudzenia. Przy chłodzeniu pośrednim $k_{cu2} = (0,56 \pm 0,6)$, przy chłodzeniu bezpośrednim $k_{cu2} = (0,4 \pm 0,45)$. Współczynnik zapełnienia miedzią żłobka wirnika dla określonego sposobu chłodzenia uzwojenia wzbudzenia jest praktycznie stały. Gęstość prądu wzbudzenia zależy od rodzaju i ciśnienia czynnika chłodzącego, klasy i przewodności cieplnej izolacji uzwojenia wzbudzenia, sposobu chłodzenia. Gęstość prądu wzbudzenia [2], [42] zmienia się w przedziale $(4 \pm 20) \text{ A/mm}^2$, co jest spowodowane koniecznością zapewnienia odpowiedniego przepływu wzbudzenia dla generatorów o coraz większych mocach, przy ograniczonej średnicy wirnika (ze względu na naprężenia mechaniczne powodowane siłą odśrodkową $D_2 \leq 1,27 \text{ m}$). Powiększanie gęstości prądu wzbudzenia w podanym zakresie wymaga stosowania coraz to skuteczniejszego chłodzenia uzwojenia wzbudzenia aż do bezpośredniego chłodzenia wodą włącznie. Przejście z pośredniego na bezpośrednie chłodzenie uzwojenia wzbudzenia pozwala na powiększenie gęstości prądu wzbudzenia, lecz równocześnie powoduje zmniejszenie się współczynnika zapełnienia miedzią żłobka wirnika. Przejście takie jest uzasadnione, jeśli prowadzi do powiększenia uzyskiwanego przepływu wzbudzenia, tzn. jeśli powiększenie gęstości prądu wzbudzenia jest większe od zmniejszenia współczynnika zapełnienia miedzią żłobka wirnika.

2.2. Wymagany przepływ wzbudzenia

Wymagany przepływ wzbudzenia powinien zapewnić znamionowe warunki pracy turbogeneratorsa, a więc powinien być równy znamionowemu przepływowi wzbudzenia. Znamionowy przepływ wzbudzenia można wyznaczyć np. metodą Potiera. Metoda ta (rys. 2.2) pozwala na wyznaczenie znamionowego przepływu wzbudzenia, jeżeli są znane wartości znamionowe: napięcia U_{fn} i prądu I_{fn} twornika, współczynnika mocy $\cos \varphi_n$, przepływu Θ_{an} oddziaływania twornika oraz wartości reaktancji X_p Potiera, współczynnika k_a pozwalającego na obliczenie przepływu wzbudzenia Θ'_{an} równoważnego przepływowi Θ_{an} oddziaływania twornika i przebieg charakterystyki biegu jałowego.

Ustalenie wpływu oddziaływania twornika i parametrów turbogeneratorsa na przepływ wzbudzenia w znamionowych warunkach trzeba więc poprzedzić:

- określeniem zależności na współczynnik k_a ,
- przyjęciem przedziału zmian względnej reaktancji X_{pr} Potiera, wartości znamionowego współczynnika mocy i przebiegu charakterystyki biegu jałowego przedstawionego w jednostkach względnych.

Współczynnik k_a przy założeniu, że

- rozkład przestrzenny przepływu Θ_{an} oddziaływania twornika ma kształt sinusoidalny,
- rozkład przestrzenny przepływu Θ'_{an} wzbudzenia ma kształt trapezowy

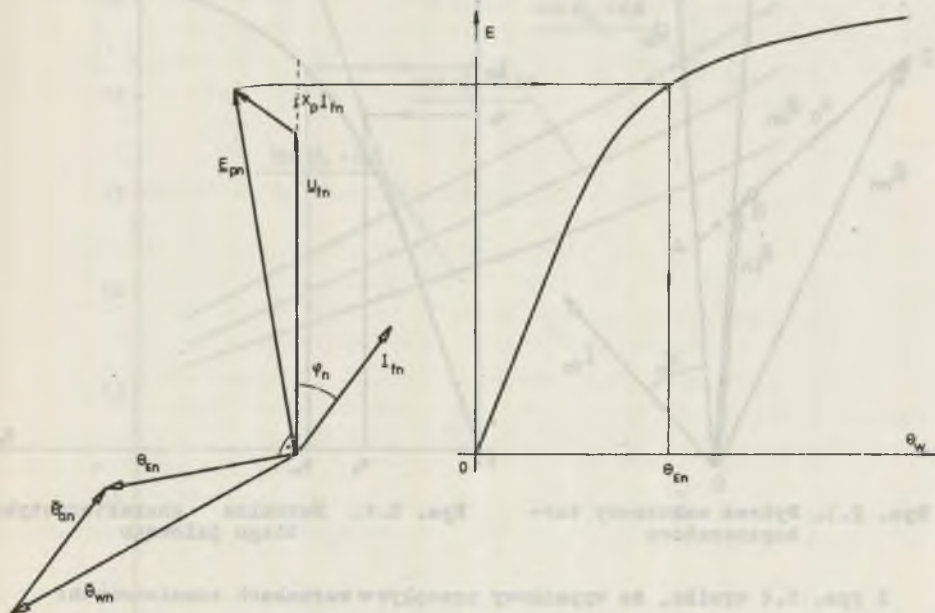
jest określony zależnością:

$$k_a = \frac{\theta_{an}}{\theta_{an}} = \frac{\pi^2 \gamma}{8 \sin \frac{\pi}{2} \gamma} \quad (2.8)$$

a wartości współczynnika k_a w zależności od współczynnika γ ujemuje tabela 2.1.

Tablica 2.1

γ	0,625	0,667	0,7	0,75	0,8
k_a	0,923	0,943	0,97	1	1,035



Rys. 2.2. Wyznaczanie znamionowego przepływu wzbudzenia metodą Potiera

Dla turbogeneratorów:

- znamionowe współczynniki mocy $\cos \varphi_n = 0,81; 0,851; 0,91$,
- przedział zmian względnej reaktancji Potiera $X_{pr} = (0,15 \pm 0,3)$,
- charakterystyki biegu jałowego podawane w jednostkach względnych mają przebiegi zbliżone do siebie, co pozwoliło na wprowadzenie tzw. normalnej charakterystyki biegu jałowego (tablica 2.2).

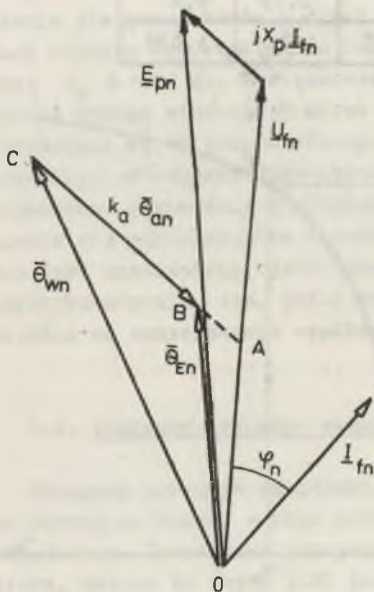
Tablica 2.2

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

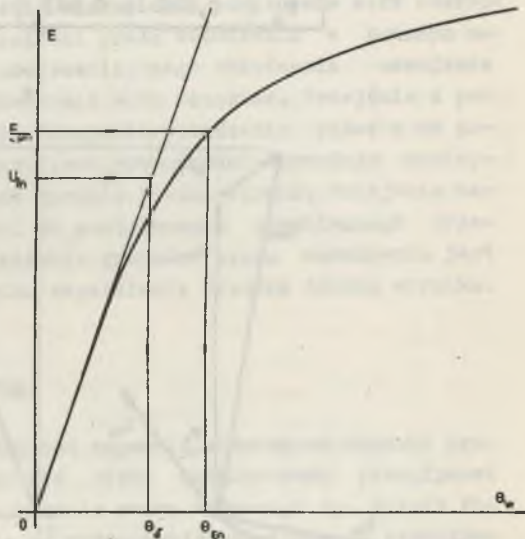
Wpływ oddziaływania twornika i parametrów turbogeneratorsa ustala się więc dla określonego znamionowego współczynnika mocy i podanego przedziału zmian względnej reaktancji Potiera, przyjmując, że charakterystyka biegu jałowego jest charakterystyką normalną.

W tym celu przedstawiono:

- na rys. 2.3 wykres wektorowy turbogeneratorsa, w którym obrócono o kąt $\frac{\pi}{2}$ wektory przepływów dla łatwiejszego ustalenia zależności geometrycznych,
- na rys. 2.4 przebieg normalnej charakterystyki biegu jałowego.



Rys. 2.3. Wykres wektorowy turbogeneratorsa



Rys. 2.4. Normalna charakterystyka biegu jałowego

Z rys. 2.4 wynika, że wypadkowy przepływ w warunkach znamionowych:

$$\theta_{En} = 60^\circ$$

przy czym:

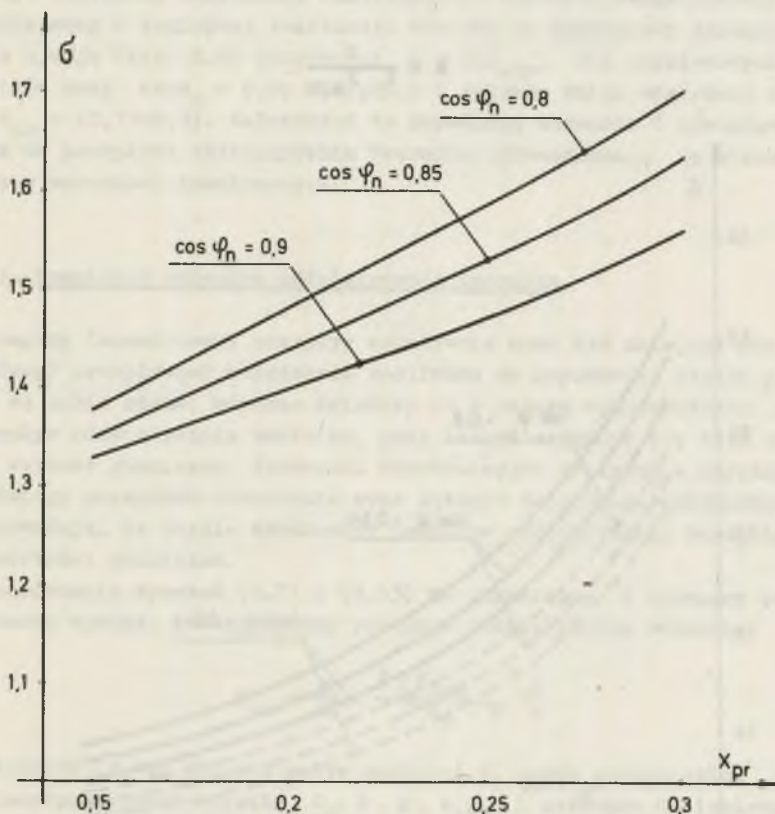
θ_s - spadek napięcia magnetycznego w szczelinie przy biegu jałowym i napięciu znamionowym.

Współczynnik σ , przy przyjęciu, że charakterystyka biegu jałowego jest charakterystyką normalną, zależy od względnej reaktancji X_{pr} i znamionowego współczynnika mocy $\cos \varphi_n$. Zależność $\sigma = f(X_{pr})$ przy parametrycznych zmianach znamionowego współczynnika mocy przedstawiono na rys. 2.5. Z rys. 2.3 wynikają zależności

$$\bar{O}A = \frac{U_{fn}}{E_{pn}} \theta_{En} = \frac{G}{k_p} \theta_{\delta} \quad (2.9)$$

$$\bar{A}B = \frac{X_p I_{fn}}{E_{pn}} = \frac{GX_{pr}}{k_p} \theta_{\delta} \quad (2.10)$$

przy czym: $k_p = \frac{E_{pn}}{U_{fn}} = \sqrt{1 + X_{pr}^2 + 2 X_{pr} \sin \varphi_n} \quad (2.11)$



Rys. 2.5. Zależność stosunku znamionowego przepływu wypadkowego do spadku napięcia magnetycznego w szczelinie, przy biegu jałowym i napięciu znamionowym od względnej reaktancji Potiera, przy parametrycznych zmianach znamionowego współczynnika mocy

Z zależności trygonometrycznych dla trójkąta OAC (rys. 2.3) przy uwzględnieniu wyrażeń (2.9) i (2.10) oraz zależności na względną reaktancję oddziaływania twornika

$$X_{\text{adr}} = \frac{k_a \theta_{\text{an}}}{\theta_s} \quad (2.12)$$

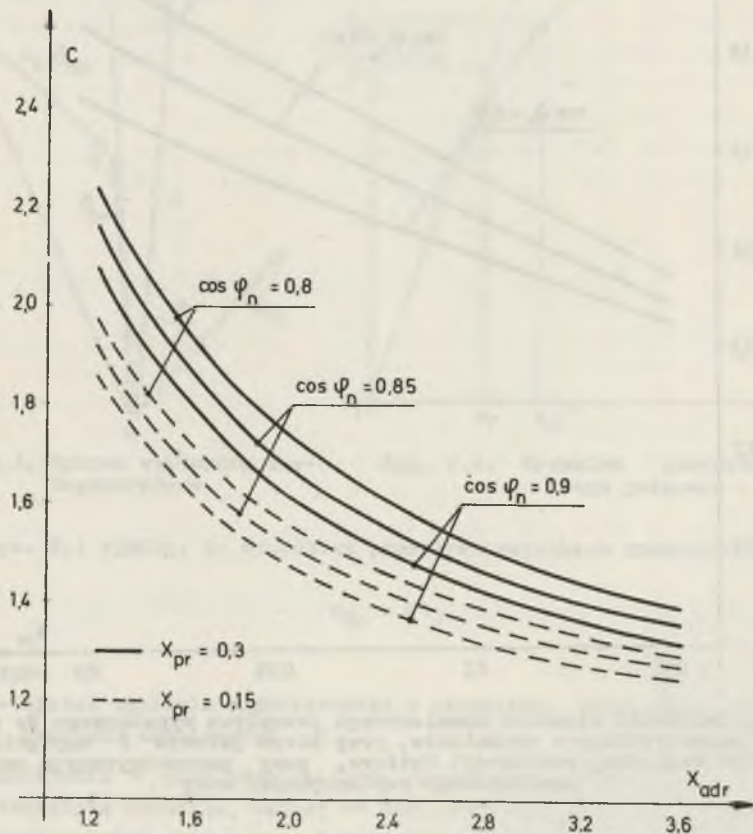
wynika, że znamionowy przepływ wzbudzenia:

$$\theta_{\text{wn}} = C k_a \theta_{\text{an}} \quad (2.13)$$

przy czym:

$$C = \frac{\theta_{\text{wn}}}{k_a \theta_{\text{an}}} = \sqrt{M^2 + (1 + X_{\text{pr}} M)^2 + 2 M (1 + X_{\text{pr}} M) \sin \varphi_n} \quad (2.14)$$

$$M = \frac{\varepsilon}{k_p X_{\text{adr}}} \quad (2.15)$$



Rys. 2.6. Zależność stosunku przepływu wzudzenia do przepływu oddziaływania twornika sprowadzonego na stronę wzudzenia w warunkach znamionowych od względnej reaktancji oddziaływania twornika przy parametrycznych zmianach znamionowego współczynnika mocy i względnej reaktancji Potiera

Zależności (2.13), (2.14) i (2.15) ujmują wpływ przepływu oddziaływania twornika i parametrów turbogeneratorsa na przepływ wzbudzenia w znamionowych warunkach. Z zależności tych wynika, że parametrami turbogeneratorsa wpływającymi na przepływ wzbudzenia są:

- względna reaktancja X_{adr} oddziaływania twornika,
- znamionowy współczynnik mocy $\cos\varphi_n$,
- względna reaktancja X_{pr} Potiera,

ponieważ współczynnik k_a jest praktycznie stały [dla zakresu $\gamma = (0,70 \div 0,75)$ współczynnik $k_a = (0,97 \div 1)$].

Wpływ względnej reaktancji oddziaływania twornika, znamionowego współczynnika mocy i względnej reaktancji Potiera na znamionowy przepływ wzbudzenia ujmują (rys. 2.6) zależności $C = f(X_{adr})$ dla znamionowych współczynników mocy $\cos\varphi_n = 0,8; 0,85; 0,9$ i zakresu zmian względnej reaktancji $X_{pr} = (0,15 \div 0,3)$. Zależności te określają stosunek C przepływu wzbudzenia do przepływu oddziaływania twornika sprowadzonego na stronę wzbudzenia w warunkach znamionowych.

2.3. Graniczny przepływ oddziaływania twornika

Wymagany (znamionowy) przepływ wzbudzenia musi być mniejszy (co najwyżej równy) przepływowi wzbudzenia możliwemu do uzyskania. Jeżeli przepływy te są sobie równe, wówczas świadczy to o pełnym wykorzystaniu wirnika a przepływ oddziaływania twornika, przy którym uzyskuje się taki stan, osiąga wartość graniczną. Trudności konstrukcyjne związane z uzyskaniem odpowiedniego przepływu wzbudzenia oraz dążenie do pełnego wykorzystania wirnika powodują, że zwykle znamionowy przepływ oddziaływania twornika przyjmuje wartości graniczne.

Z porównania wyrażeń (2.7) i (2.13) na uzyskiwany i wymagany przepływ wzbudzenia wynika, że znamionowy przepływ oddziaływania twornika

$$e_{an} = \frac{\pi}{32} \cdot \frac{\xi \gamma k_{cu2}}{C k_a} J_2 D_2^2 \quad (2.16)$$

Zależność (2.16) określa wpływ gęstości J_2 prądu wzbudzenia, parametrów konstrukcyjnych wirnika $D_2, \xi, \gamma, k_{cu2}$ i stosunku C (zależnego od względnych reaktancji X_{adr}, X_{pr} i znamionowego współczynnika mocy $\cos\varphi_n$ - patrz p. 2.2) na znamionowy przepływ oddziaływania twornika. Należy przy tym podkreślić, że znamionowy przepływ zależy głównie od średnicy D_2 wirnika, gęstości J_2 prądu wzbudzenia i stosunku C , ponieważ pozostałe wielkości zmieniają się nieznacznie.

2.4. Zależność względnej reaktancji oddziaływania twornika i stosunku C od przeciążalności statycznej

Trudności z uzyskaniem wymaganego przepływu wzbudzenia powodują, że zmniejsza się stosunek C w szczególności w turbogeneratorach dużych mocy, przez co powiększa się względną reaktancję X_{adr} oddziaływania twornika (patrz rys. 2.6). Ustalenie zależności względnej reaktancji X_{adr} i stosunku C od przeciążalności statycznej p_s umożliwia dobór X_{adr} i C, ponieważ przeciążalność statyczna jest objęta wymaganiami normy (wymaga się, aby $p_s \geq 1,7$).

Przeciążalność statyczna wyrażona przez przepływy jest określona zależnością:

$$p_s = \frac{e_{wn}}{(k_a \theta_{an} + X_{pr} \theta_s) \cos \varphi_n} \quad (2.17)$$

Z wyrażen (2.12), (2.13) i (2.17) wynika, że

$$C = \left(1 + \frac{X_{pr}}{X_{adr}}\right) p_s \cos \varphi_n \quad (2.18)$$

Jeśli uwzględnić, że $X_{pr} \ll X_{adr}$, otrzymuje się zależność przybliżoną:

$$C \approx p_s \cos \varphi_n$$

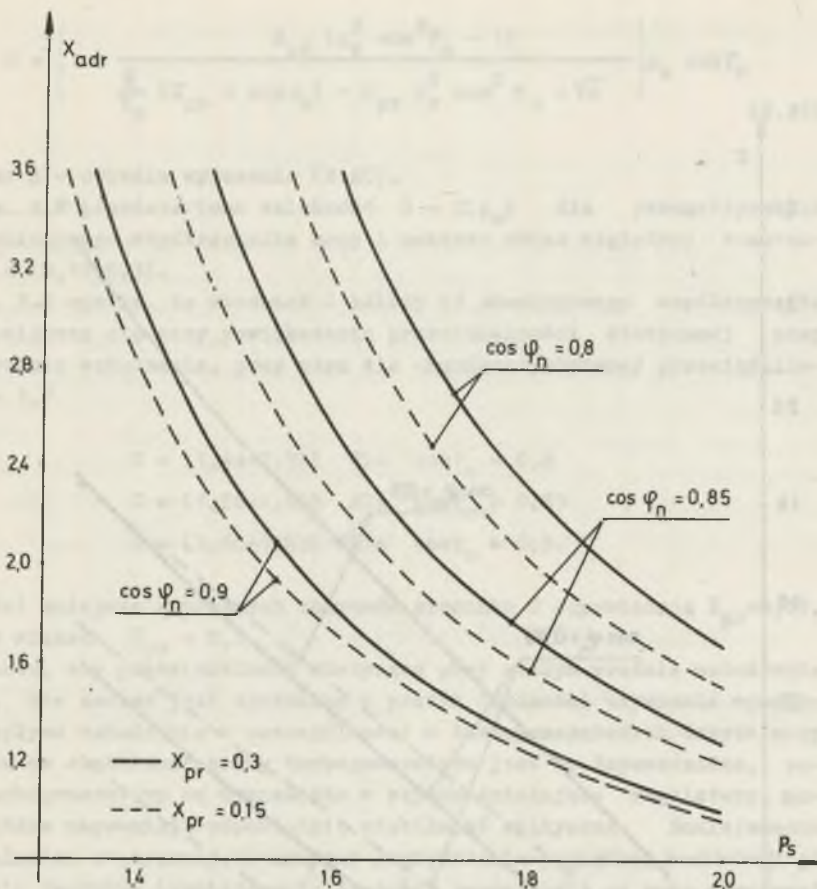
Dla uściślenia zależności $C = f(p_s)$ wyznacza się najpierw zależność $X_{adr} = f(p_s)$. Z wyrażen (2.14) i (2.18) przy uwzględnieniu zależności (2.15) otrzymuje się:

$$X_{adr} = \frac{\frac{G}{k_p} (X_{pr} + \sin \varphi_n) - X_{pr} p_s^2 \cos^2 \varphi_n + \sqrt{\Delta}}{p_s^2 \cos^2 \varphi_n - 1} \quad (2.19)$$

przy czym:

$$\Delta = \left[\frac{G}{k_p} (X_{pr} + \sin \varphi_n) - X_{pr} p_s^2 \cos^2 \varphi_n \right]^2 - (p_s^2 \cos^2 \varphi_n - 1) (X_{pr}^2 p_s^2 \cos^2 \varphi_n - G^2) \quad (2.20)$$

Zależność $X_{adr} = f(p_s)$ dla parametrycznych zmian znamionowego współczynnika mocy i zakresu zmian względnej reaktancji $X_{pr} = (0,15 \div 0,3$ przedstawiono na rys. 2.7.



Rys. 2.7. Zależność względnej reaktancji oddziaływania twornika od przeciążalności statycznej przy parametrycznych zmianach znamionowego współczynnika mocy i względnej reaktancji Potiera

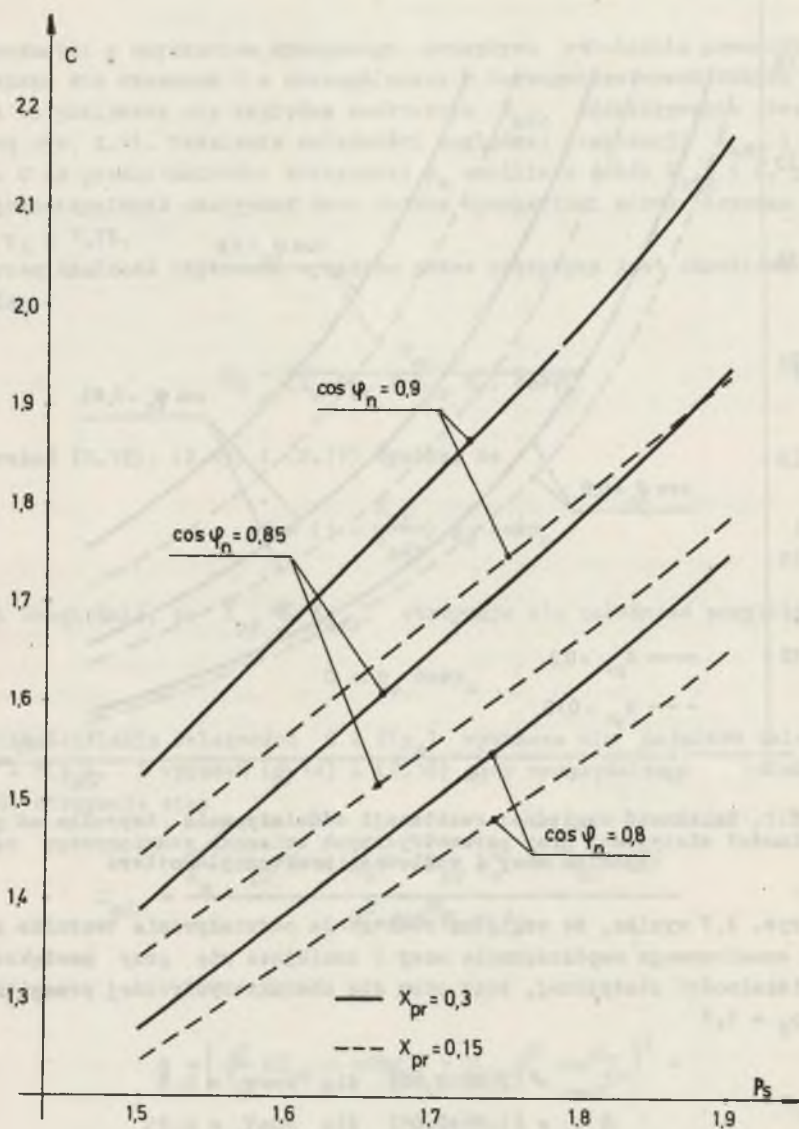
Z rys. 2.7 wynika, że względna reaktancja oddziaływania twornika zależy od znamionowego współczynnika mocy i zmniejsza się przy powiększaniu przeciążalności statycznej, przy czym dla charakterystycznej przeciążalności $p_B = 1,7$

$$X_{adr} = (2,48 \div 2,32) \text{ dla } \cos \varphi_n = 0,8$$

$$X_{adr} = (1,85 \div 2,05) \text{ dla } \cos \varphi_n = 0,85$$

$$X_{adr} = (1,45 \div 1,51) \text{ dla } \cos \varphi_n = 0,9.$$

Wartości mniejsze z podanych zakresów względnej reaktancji oddziaływania twornika odpowiadają $X_{pr} = 0,15$, natomiast większe $X_{pr} = 0,3$. Wprowadzając zależność (2.19) do wyrażenia (2.18), otrzymuje się:



Rys. 2.3. Zależność stosunku przepływu wzbudzenia do przepływu twornika sprowadzonego na stronę wzbudzenia w warunkach znamionowych od przeciążalności statycznej przy parametrycznych zmianach znamionowego współczynnika mocy i względnej reaktancji Potiera

$$C = \left[1 + \frac{X_{dr} (p_g^2 \cos^2 \varphi_n - 1)}{\frac{6}{k_p} (X_{pr} + \sin \varphi_n) - X_{pr} p_g^2 \cos^2 \varphi_n + \sqrt{\Delta}} \right] p_g \cos \varphi_n \quad (2.21)$$

przy czym: Δ - określa wyrażenie (2.20).

Na rys. 2.8 przedstawiono zależność $C = f(p_g)$ dla parametrycznych zmian znamionowego współczynnika mocy i zakresu zmian względnej reaktancji $X_{pr} = (0,15 \div 0,3)$.

Z rys. 2.8 wynika, że stosunek C zależy od znamionowego współczynnika mocy i powiększa się przy powiększaniu przeciążalności statycznej przy stałym prądzie wzbudzenia, przy czym dla charakterystycznej przeciążalności $p_g = 1,7$

$$C = (1,44 \div 1,51) \quad \text{dla} \quad \cos \varphi_n = 0,8$$

$$C = (1,56 \div 1,66) \quad \text{dla} \quad \cos \varphi_n = 0,85$$

$$C = (1,69 \div 1,83) \quad \text{dla} \quad \cos \varphi_n = 0,9.$$

Wartości mniejsze z podanych zakresów stosunku C odpowiadają $X_{pr} = 0,15$, natomiast większe $X_{pr} = 0,3$.

Wymaganie, aby przeciążalność statyczna przy stałym prądzie wzbudzenia $p_g \geq 1,7$, nie zawsze jest spełniane z powodu trudności uzyskania wymaganego przepływu wzbudzenia w szczególności w turbogeneratorach dużych mocy. Ze względu na stabilność pracy turbogeneratorsa jest to dopuszczalne, ponieważ turbogeneratory są wyposażone w szybko działające regulatory napięcia, które zapewniają odpowiednią stabilność statyczną. Zmniejszaniu przeciążalności statycznej towarzyszy powiększanie względnej reaktancji oddziaływania twornika (zmniejszanie długości szczeliny), co może powodować powiększenie się łącznych strat zależnych od długości szczeliny. Stratami tymi są straty wzbudzenia oraz straty powodowane wyższymi harmonicznymi pola magnetycznego w szczelinie głównie w stanie zwarcia. Z tego powodu przy projektowaniu należy przyjąć wartości C i X_{adr} odpowiadające $p_g = 1,7$ i po wstępnym zaprojektowaniu maszyny przeprowadzić korektę (patrz p. 8) długości szczeliny, dążąc do uzyskania minimum łącznych strat zależnych od długości szczeliny.

3. WYMIARY PODSTAWOWE

Podstawowymi wymiarami turbogeneratorsa sã: średnica i długość wirnika, długość szczeliny, długość rdzenia stojana oraz wewnętrzna i zewnętrzna średnica rdzenia stojana. Wymiary te zależą głównie od mocy znamionowej turbogeneratorsa, rodzaju chłodzenia uzwojeń (gęstości prądu wzbudzenia), współczynnika β kształtu wirnika i współczynnika λ wysokości żłobka stojana oraz parametrów turbogeneratorsa, takich jak: znamionowy współczynnik mocy, przeciążalność statyczna. Przeciążalność statyczna i znamionowy współczynnik mocy są zwykle wielkościami narzuconymi. Wymiary podstawowe turbogeneratorsa o określonej mocy znamionowej są więc funkcjami głównie gęstości J_2 prądu wzbudzenia oraz współczynników β , λ .

3.1. Średnica i długość wirnika

Wyrażenie na średnicę wirnika ustala się, wychodząc z mocy wewnętrznej S_i turbogeneratorsa

$$S_i = 3 E_{fn} I_{fn} \quad (3.1)$$

Napięcie indukowane w warunkach znamionowych

$$E_{fn} = \pi \sqrt{2} f z_1 k_{u1} B_2 D_2 l_2 \quad (3.2)$$

przy czym:

- f - częstotliwość,
- z_1, k_{u1} - liczba zwojów fazy i współczynnik uzwojenia twornika,
- B_2 - amplituda pierwszej harmonicznej indukcji magnetycznej na powierzchni wirnika,
- D_2, l_2 - średnica i długość wirnika.

Wprowadzając do zależności (3.2) wyrażenie na długość wirnika

$$l_2 = \frac{D_2}{\beta} \quad (3.3)$$

przy czym: β - współczynnik kształtu wirnika
otrzymuje się:

$$E_{fn} = \pi \sqrt{2} f z_1 k_{u1} B_2 \frac{D_2^2}{\beta} \quad (3.4)$$

Korzystając z zależności na znamionowy przepływ oddziaływania twornika

$$\theta_{an} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} I_{fn} z_1 k_{u1} \quad (3.5)$$

oraz z zależności (2.16) otrzymuje się wyrażenie na znamionowy prąd twornika

$$I_{fn} = \frac{\pi^2}{96\sqrt{2}} \cdot \frac{\xi \gamma k_{cu2}}{C z_1 k_{u1} k_a} J_2 D_2^2 \quad (3.6)$$

Moc wewnętrzna przy uwzględnieniu zależności (3.4) i (3.6)

$$S_1 = \frac{\pi^3}{32} \frac{\xi \gamma k_{cu2}}{\beta C k_a} f B_2 J_2 D_2^4$$

z której wynika, że średnica wirnika

$$D_2 = \left(\frac{32}{\pi^3} \cdot \frac{S_1 C \beta k_a}{f B_2 J_2 \xi \gamma k_{cu2}} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (3.7)$$

przy czym z wystarczającą dokładnością można posługiwać się wyrażeniem

$$D_2 = \left(\frac{S_1 C \beta k_a}{f B_2 J_2 \xi \gamma k_{cu2}} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (3.8)$$

Jeśli uwzględnić, że wielkości k_a , ξ , γ , k_{cu2} , B_2 są praktycznie stałe a częstotliwość f i znamionowy współczynnik mocy $\cos \varphi_n$, z którym związana jest wartość stosunku C , są narzucone, można stwierdzić, że średnica i długość wirnika zależą głównie od mocy wewnętrznej S_1 , gęstości J_2 prądu wzbudzenia i współczynnika β kształtu wirnika.

3.2. Długość promieniowa szczeliny

Długość promieniowa szczeliny należy do podstawowych wymiarów turbogeneratora. W celu ustalenia długości promieniowej szczeliny określa się najpierw spadek napięcia magnetycznego w szczelinie w znamionowych warunkach pracy turbogeneratora. Zależność tę należy określić, uwzględniając zmiany indukcji wzdłuż długości promieniowej szczeliny, ponieważ długość szczeliny [18] wynosi (2+15) cm i założenie jednorodnego pola magnetycznego wzdłuż promienia w szczelinie prowadzi do znacznych błędów. Zmiany indukcji w szczelinie uwzględnia się w sposób przybliżony, wychodząc z założenia promieniowego przebiegu linii pola magnetycznego w szczelinie.

Przy takim założeniu

$$B_2 D_2 l_2 = B_x (D_2 + 2x) l_2 \quad (3.9)$$

przy czym:

x - miejsce na długości szczeliny,

B_x - indukcja magnetyczna w miejscu x .

Spadek napięcia magnetycznego w szczelinie przy uwzględnieniu wyrażenia (3.9)

$$\theta_\delta = \int_0^{k_0 \delta} \frac{B_2}{\mu_0} \cdot \frac{D_2}{D_2 + 2x} dx = \frac{1}{2} \frac{B_2}{\mu_0} D_2 \ln \frac{D_2 + 2k_0 \delta}{D_2} \quad (3.10)$$

przy czym: k_0 - współczynnik Cartera.

Spadek napięcia magnetycznego w szczelinie przy wykorzystaniu wyrażeń (2.12) i (2.16)

$$\theta_\delta = \frac{\pi}{32} \cdot \frac{\xi \gamma^k c u_2}{C X_{\text{adr}}} J_2 D_2^2 \quad (3.11)$$

Z porównania zależności (3.10) i (3.11) wynika, że długość szczeliny

$$\delta = \frac{D_2}{2k_0} \left(e^{\frac{\pi \mu_0 \xi \gamma^k c u_2}{16 B_2 C X_{\text{adr}}} J_2 D_2^2} - 1 \right) \quad (3.12)$$

Jeśli uwzględnić przybliżoną nierówność

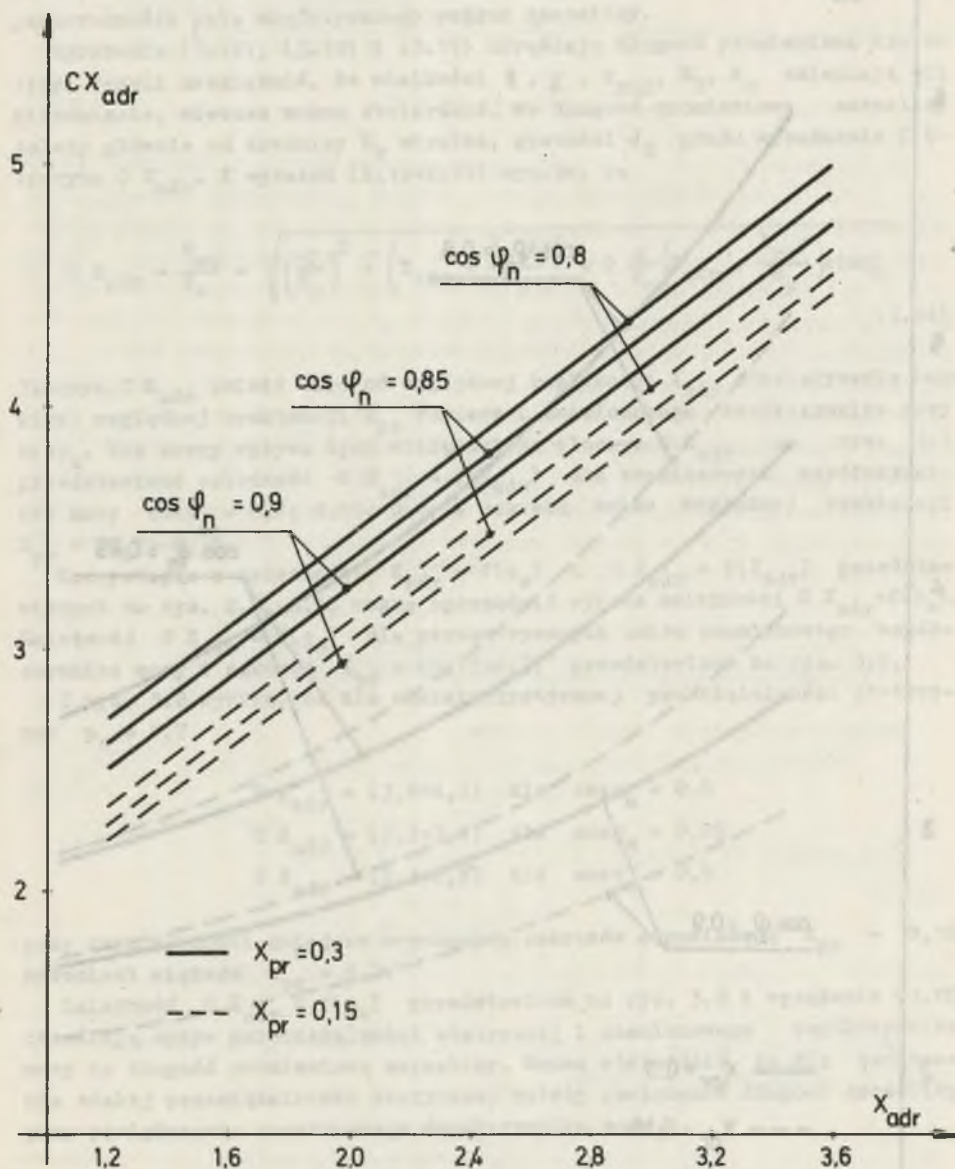
$$\frac{\pi \mu_0 \xi \gamma^k c u_2}{16 B_2 C X_{\text{adr}}} J_2 D_2^2 \ll 1 \quad (3.13)$$

wówczas długość promieniowa szczeliny

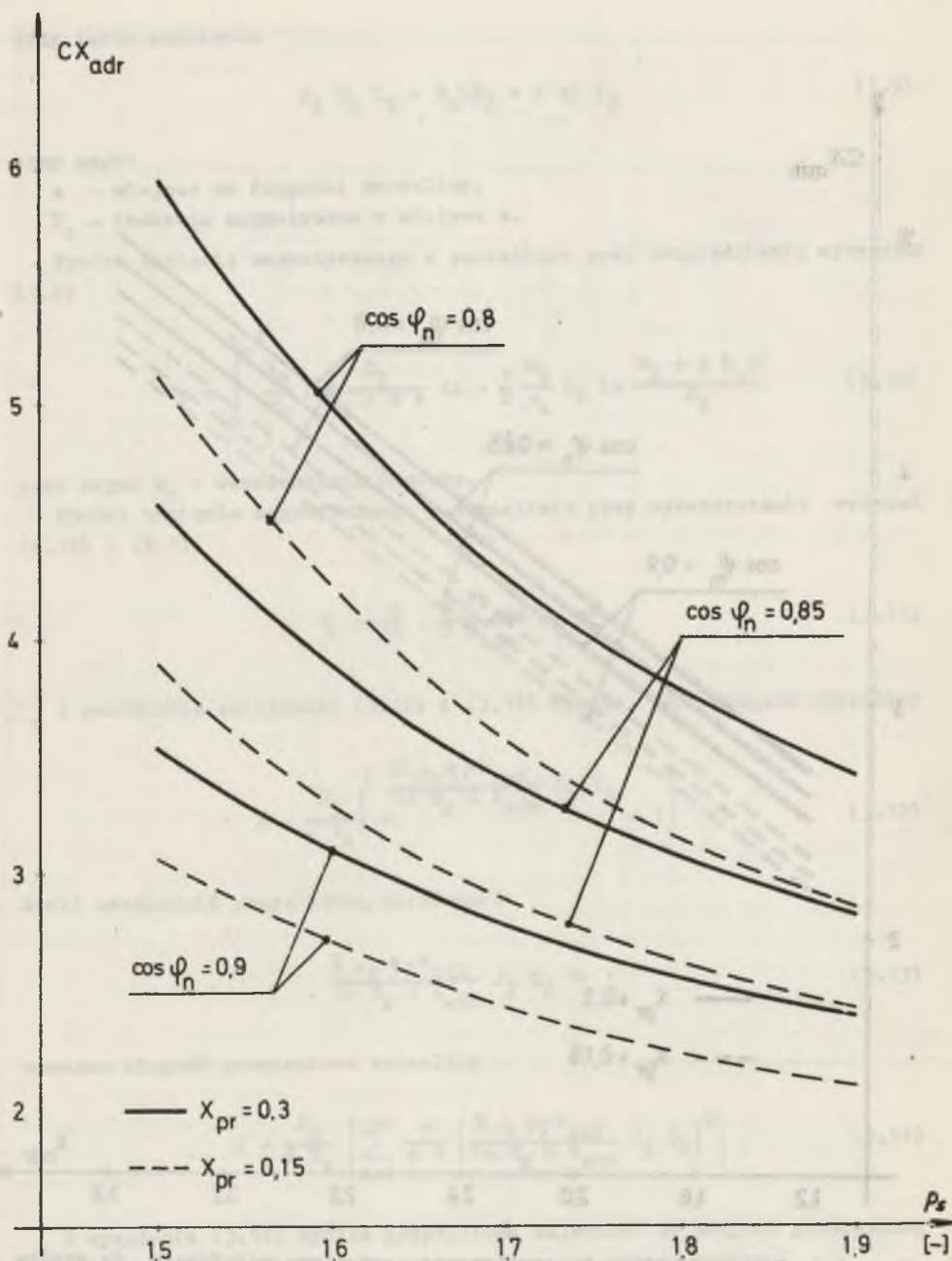
$$\delta = \frac{D_2}{2k_0} \left[\sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n!} \left(\frac{\pi \mu_0 \xi \gamma^k c u_2}{16 B_2 C X_{\text{adr}}} J_2 D_2^2 \right)^n \right] \quad (3.14)$$

Z wyrażenia (3.14) wynika przybliżona zależność na długość promieniową szczeliny (przy uwzględnieniu tylko pierwszego wyrazu szeregu)

$$\delta \approx \frac{\pi \mu_0 \xi \gamma^k c u_2}{32 B_2 C X_{\text{adr}} k_0} J_2 D_2^2 \quad (3.15)$$



Rys. 3.1. Zależność stosunku znamionowego przepływu wzbudzenia do spadku napięcia magnetycznego w szczelinie, przy biegu jałowym i napięciu znamionowym, od względnej reaktancji oddziaływania twornika przy parametrycznych zmianach znamionowego współczynnika mocy i względnej reaktancji Potiera



Rys. 3.2. 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

Z zależności (3.11) i (3.15) wynika, że posługiwanie się zależnością (3.15) na długość promieniową szczeliny jest równoznaczne z założeniem jednorodności pola magnetycznego wzdłuż szczeliny.

Wyrażenia (3.12), (3.14) i (3.15) określają długość promieniową szczeliny. Jeżeli uwzględnić, że wielkości ξ , γ , k_{cu2} , B_2 , k_c zmieniają się nieznacznie, wówczas można stwierdzić, że długość promieniowa szczeliny zależy głównie od średnicy D_2 wirnika, gęstości J_2 prądu wzbudzenia i iloczynu $C X_{adr}$. Z wyrażen (2.12+2.15) wynika, że

$$C X_{adr} = \frac{\theta_{wn}}{\theta_s} = \sqrt{\left(\frac{G}{k_p}\right)^2 + \left(X_{adr} + \frac{X_{pr}\epsilon}{k_p}\right)^2} + 2 \frac{G}{k_p} \left(X_{adr} + \frac{X_{pr}\epsilon}{k_p}\right) \sin\varphi_n \quad (3.16)$$

Iloczyn $C X_{adr}$ zależy więc od względnej reaktancji X_{adr} oddziaływania twornika, względnej reaktancji X_{pr} Potiera i znamionowego współczynnika mocy $\cos\varphi_n$. Dla oceny wpływu tych wielkości na iloczyn $C X_{adr}$ na rys. 3.1 przedstawiono zależność $C X_{adr} = f(X_{adr})$ dla znamionowych współczynników mocy $\cos\varphi_n = 0,8; 0,85; 0,9$ i zakresu zmian względnej reaktancji $X_{pr} = (0,15 \div 0,3)$.

Korzystając z zależności $X_{adr} = f(p_g)$ i $C X_{adr} = f(X_{adr})$ przedstawionych na rys. 2.7, 3.1, można sporządzić wykres zależności $C X_{adr} = f(p_g)$. Zależność $C X_{adr} = f(p_g)$ dla parametrycznych zmian znamionowego współczynnika mocy i zakresu $X_{pr} = (0,15 \div 0,3)$ przedstawiono na rys. 3.2.

Z rys. 3.2 wynika, że dla charakterystycznej przeciążalności statycznej $p_g = 1,7$

$$C X_{adr} = (3,6 \div 4,3) \quad \text{dla} \quad \cos\varphi_n = 0,8$$

$$C X_{adr} = (2,9 \div 3,4) \quad \text{dla} \quad \cos\varphi_n = 0,85$$

$$C X_{adr} = (2,4 \div 2,8) \quad \text{dla} \quad \cos\varphi_n = 0,9$$

przy czym wartości mniejsze z podanych zakresów odpowiadają $X_{pr} = 0,15$, natomiast większe $X_{pr} = 0,3$.

Zależność $C X_{adr} = f(p_g)$ przedstawiona na rys. 3.2 i wyrażenie (3.12) określają wpływ przeciążalności statycznej i znamionowego współczynnika mocy na długość promieniową szczeliny. Można stwierdzić, że dla zachowania stałej przeciążalności statycznej należy powiększać długość szczeliny przy powiększaniu znamionowego współczynnika mocy.

3.3. Długość rdzenia stojana

Długość l_1 rdzenia stojana jest równa lub nieznacznie (ok. kilku %) większa od długości l_2 wirnika, stąd przy uwzględnieniu zależności (3.3)

$$l_1 \approx \frac{D_2}{\beta} \quad (3.17)$$

Rdzeń stojana jest składany z blach, przy czym długość stali

$$l_{F1} = l_1 \varphi_F \approx \frac{D_2}{\beta} \varphi_F \quad (3.18)$$

Współczynnik φ_F zależy od rodzaju chłodzenia rdzenia i uzwojenia twornika, rodzajów czynników chłodzących, grubości i stratności blachy oraz przewodności cieplnej izolacji blach. Jeżeli rdzeń jest chłodzony powietrzem lub wodorem, wówczas stosuje się radialny system chłodzenia. Rdzeń jest w tym przypadku podzielony na pakiety częściowe przedzielone kanałami wentylacyjnymi. Długość pakietu częściowego, w zależności od grubości i stratności blachy, rodzaju czynnika chłodzącego (powietrze, wodór) i szybkości jego przepływu, wynosi (4+10) cm. Szerokość kanału wentylacyjnego jest praktycznie stała i wynosi około 1 cm. W tych przypadkach współczynnik zapełnienia rdzenia stojana $\varphi_F = 0,7 \dots 0,9$. Dla lepszego wykorzystania długości rdzenia stosuje się w turbogeneratorach dużej mocy osiowy system chłodzenia rdzenia i nie wprowadza się radialnych kanałów wentylacyjnych. W tym przypadku współczynnik zapełnienia rdzenia $\varphi_F \approx 0,92$, przy czym dla blach zimnowalcowanych $\varphi_F > 0,92$.

3.4. Wewnętrzna i zewnętrzna średnica rdzenia stojana

Średnica wewnętrzna rdzenia stojana

$$D_1 = D_2 + 2\delta \quad (3.19)$$

Wprowadzając do wyrażenia (3.19) zależność (3.12)

$$D_1 = D_2 \left[1 + \frac{1}{k_c} \left(e^{\frac{\pi \mu_0 \xi \gamma^k \text{cu} 2}{16 B_2 C X_{\text{adr}}}} J_2 D_2 - 1 \right) \right] \quad (3.20)$$

Jeżeli do wyrażenia (3.19) wprowadzić zależność (3.15), wówczas otrzymuje się zależność przybliżoną

$$D_1 \approx D_2 \left(1 + \frac{\pi \mu_0 \xi \gamma^k \text{cu} 2}{16 B_2 k_c C X_{\text{adr}}} J_2 D_2 \right) \quad (3.21)$$

Średnica zewnętrzna rdzenia stojana

$$D_{1z} = D_1 + 2 h_{z1} + 2 h_j \quad (3.22)$$

przy czym:

h_{z1} - wysokość żłobka stojana,

h_j - wysokość jarzma stojana.

Wysokość żłobka stojana

$$h_{z1} = \lambda D_1 = \lambda D_2 \left(\frac{D_1}{D_2} \right) \quad (3.23)$$

przy czym: λ - współczynnik wysokości żłobka stojana.

W celu określenia zależności na współczynnik λ korzysta się z wyrażen na okład prądowy stojana

$$A = \frac{6 I_{fn} z_1}{\pi D_1} \quad (3.24)$$

$$A = J_1 \frac{b_{z1} h_{z1} k_{cu1}}{t_{z1}} = J_1 \lambda \lambda_1 k_{cu1} D_2 \left(\frac{D_1}{D_2} \right) \quad (3.25)$$

przy czym:

J_1 - gęstość prądu twornika,

b_{z1} - szerokość żłobka stojana,

t_{z1} - podziałka żłobkowa stojana,

$k_{cu1} \approx 0,35$ - współczynnik zapełnienia żłobka stojana,

$\lambda_1 = \frac{b_{z1}}{t_{z1}} = (0,42 \div 0,5)$ - współczynnik szerokości żłobka stojana.

Z porównań wyrażen (3.24) i (3.25)

$$I_{fn} z_1 = \frac{\pi}{6} \left(\frac{D_1}{D_2} \right)^2 D_2^2 J_1 \lambda \lambda_1 k_{cu1} \quad (3.26)$$

natomiast z porównania wyrażen (3.26) i (3.6) otrzymuje się zależność na współczynnik wysokości żłobka stojana

$$\lambda = \frac{\pi \cdot J_2 \cdot k_{cu2}}{16 \sqrt{2} k_{u1} k_a C \lambda_1 k_{cu1}} \frac{J_2}{J_1} \left(\frac{D_2}{D_1} \right)^2 \quad (3.27)$$

Współczynnik λ zależy głównie od stosunku gęstości prądów J_2/J_1 i stosunku średnic D_2/D_1 , ponieważ pozostałe wielkości są stałe lub zmieniają się nieznacznie.

Wysokość jarzma stojana

$$h_j = \lambda_j D_1 = \lambda_j D_2 \left(\frac{D_1}{D_2} \right) \quad (3.28)$$

przy czym: λ_j - współczynnik wysokości jarzma stojana.

Wysokość jarzma stojana można również określić zależnością:

$$h_j = \frac{B_2 D_2 l_2}{2 B_j l_{F1}} \quad (3.29)$$

a przy uwzględnieniu zależności (3.3) i (3.18)

$$h_j = \frac{B_2 D_2}{2 B_j \varphi_F} \quad (3.30)$$

przy czym: B_j - indukcja magnetyczna w jarzmie stojana.

Z porównania zależności (3.28) i (3.30) wynika, że współczynnik wysokości jarzma stojana

$$\lambda_j = \frac{B_2}{2 B_j \varphi_F} \left(\frac{D_2}{D_1} \right) \quad (3.31)$$

Współczynnik λ_j zależy głównie od stosunku B_2/B_j indukcji magnetycznych i stosunku D_2/D_1 średnic. Współczynnik ten zmienia się w przedziale (0,35÷0,38) i średnio można przyjmować $\lambda_j = 0,37$. Jeżeli do wyrażenia (3.22) wprowadzić zależności (3.23) i (3.28), wówczas średnica zewnętrzna stojana

$$D_{1z} = D_2 (1 + 2\lambda + 2\lambda_j) \frac{D_1}{D_2} \quad (3.32)$$

Średnica zewnętrzna stojana zależy od średnicy wirnika, długości szczeliny (stosunek D_1/D_2) i wysokości żłobka stojana (współczynnik λ), ponieważ współczynnik λ_j ma wartość praktycznie stałą.

4. MASA ELEMENTÓW ELEKTROMAGNETYCZNIE CZYNNYCH

Elementami elektromagnetycznie czynnymi są części ferromagnetyczne obwodu magnetycznego i uzwojenia łącznie z ich izolacją.

Całkowita masa elementów elektromagnetycznie czynnych

$$G = G_{F2} + G_{U2} + G_{F1} + G_{U1} \quad (4.1)$$

przy czym:

G_{F2}, G_{U2} - masa stali wirnika i uzwojenia wzbudzenia,

G_{F1}, G_{U1} - masa blach stojana i uzwojenia twornika.

W celu ustalenia zależności na całkowitą masę elementów elektromagnetycznie czynnych jako funkcji współczynników β, λ , gęstości J_2 prądu wzbudzenia i mocy S_1 wewnętrznej określa się najpierw zależności na masy poszczególnych elementów.

4.1. Masa stali wirnika

Masa stali wirnika

$$G_{F2} = \left(\frac{\pi}{4} D_2^2 - Z_2 S_{z2} \right) l_2 \Gamma_F \quad (4.2)$$

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

Wprowadzając do wyrażenia (4.2) zależności (2.1), (2.6), (3.3) otrzymuje się:

$$G_{F2} = \frac{\pi}{8} \cdot \frac{D_2^2}{\beta} (2 - \gamma \xi) \Gamma_F \quad (4.3)$$

Jeżeli do wyrażenia (4.3) wprowadzić zależność (3.8) na średnicę wirnika, wówczas masa stali wirnika

$$G_{F2} = C_M G_{F2} \left(S_1 J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{1}{4}} \quad (4.4)$$

przy czym:

$$C_M = \left(\frac{C k_R}{f B_2 \xi \gamma k_{cu2}} \right)^{\frac{3}{4}} \quad (4.5)$$

$$C_{P2} = \frac{\pi}{8} (2 - \gamma^2) \Gamma_P \quad (4.6)$$

Wyrażenia (4.4-4.6) określają masę stali wirnika. Wielkość C_{P2} jest stała.

4.2. Masa uzwojenia wzbudzenia

Masa uzwojenia wzbudzenia

$$G_{U2} = G_{cu2} + G_{i2} \quad (4.7)$$

przy czym:

G_{cu2} - masa miedzi uzwojenia wzbudzenia,

G_{i2} - masa izolacji uzwojenia wzbudzenia.

Masa miedzi uzwojenia wzbudzenia

$$G_{U2} = Z_2 S_{z2} k_{cu2} (l_2 + k_2 D_2) \Gamma_{cu} \quad (4.8)$$

przy czym:

$$k_2 \approx 1,35$$

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

$$\Gamma_{cu} = 8900 \text{ kg/m}^3 \quad \text{- gęstość miedzi.}$$

Wprowadzając do wyrażenia (4.8) zależności (2.1), (2.6), (3.3) i (3.8) otrzymuje się:

$$G_{cu2} = C_M \left(S_i J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} C_{cu2} \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + k_2 \beta^{\frac{3}{4}} \right) \quad (4.9)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (4.5)

$$C_{cu2} = \frac{\pi}{8} \xi \gamma k_{cu2} \Gamma_{cu} \quad (4.10)$$

Masa izolacji uzwojenia wzbudzenia

$$G_{i2} = G_{cu2} \frac{(1 - k_{cu2}) \Gamma_{i2}}{k_{cu2} \Gamma_{cu}} \quad (4.11)$$

a przy uwzględnieniu wyrażeń (4.9) i (4.10)

$$G_{i2} = C_M \left(S_i J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} G_{i2} \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + k_2 \beta^{\frac{3}{4}} \right) \quad (4.12)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (4.5)

$$C_{i2} = \frac{\pi}{8} \xi \gamma (1 - k_{cu2}) \Gamma_{i2} \quad (4.13)$$

Jeżeli do wyrażenia (4.7) wprowadzić zależności (4.9) i (4.12), wówczas masa uzwojenia wzbudzenia

$$G_{U2} = C_M \left(S_i J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} \left(C_{cu2} + C_{i2} \right) \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + k_2 \beta^{\frac{3}{4}} \right) \quad (4.14)$$

Wyrażenia (4.5), (4.10), (4.13) i (4.14) określają masę uzwojenia wzbudzenia. Wielkości C_{cu2} , C_{i2} dla określonego sposobu chłodzenia uzwojenia wzbudzenia (określonego współczynnika k_{cu2}) są praktycznie stałe.

4.3. Masa blach stojana

Masa blach stojana

$$G_{F1} = G_{Fz} + G_{Fj} \quad (4.15)$$

przy czym:

G_{Fz} - masa zębów stojana,

G_{Fj} - masa jarzma stojana.

Masa zębów stojana

$$G_{Fz} = \pi D_1 h_{z1} l_{F1} \xi \Gamma_F \quad (4.16)$$

przy czym:

$\xi \approx 0,6$ - stosunek przekroju poprzecznego zębów stojana do łącznego przekroju zębów i żłobków.

Wprowadzając do wyrażenia (4.16) zależności (3.18) i (3.23), otrzymuje się:

$$G_{Fz} = \pi \frac{D_2^3}{\beta^2} \left(\frac{D_1}{D_2} \right)^2 \lambda \xi \varphi_F \Gamma_F \quad (4.17)$$

Z równania (3.21) przy uwzględnieniu wyrażenia (3.8) i nierówności (3.13) wynika zależność przybliżona

$$\left(\frac{D_1}{D_2} \right)^2 \approx 1 + 2 C_d J \cdot (S_i \beta)^{\frac{1}{4}} \quad (4.18)$$

przy czym:

$$C_d = \frac{\pi \mu_0}{16 B_2 k_c \lambda_{adr}} \left(\frac{y^k c_{u2}}{c} \right)^{\frac{3}{4}} \left(\frac{k_e}{f B_2} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (4.19)$$

Wprowadzając do wyrażenia (4.17) zależności (3.8) i (4.18), otrzymuje się

$$G_{Fz} = C_M \left(S_i J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} C_{Fz} \lambda \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{1}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) \quad (4.20)$$

przy czym: C_M, C_d - określają wyrażenia (4.5) i (4.19)

$$C_{Fz} = \pi \varepsilon \varphi_F \Gamma_F \quad (4.21)$$

Masa jarzma stojana

$$G_{Fj} = \frac{\pi}{4} \left[D_{1z}^2 - (D_1 + 2 h_{z1})^2 \right] l_{F1} \Gamma_F \quad (4.22)$$

Wprowadzając do wyrażenia (4.22) zależności (3.18), (3.22), (3.23) i (3.28), otrzymuje się:

$$G_{Fj} = \pi \frac{D_2^3}{\rho} \left(\frac{D_1}{D_2} \right)^2 (1 + 2\lambda + \lambda_j) \lambda_j \varphi_F \Gamma_F \quad (4.23)$$

a po uwzględnieniu zależności (3.8) i (4.18)

$$G_{Fj} = C_M \left(S_i J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} \left(C_{Fj1} + C_{Fj2} \lambda \right) \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{1}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) \quad (4.24)$$

przy czym: C_M, C_d - określają wyrażenia (4.5) i (4.19).

$$C_{Fj1} = \pi (1 + \lambda_j) \lambda_j \varphi_F \Gamma_F \quad (4.25)$$

$$C_{Fj2} = 2\pi \lambda_j \varphi_F \Gamma_F \quad (4.26)$$

Jeżeli do wyrażenia (4.15) wprowadzić zależności (4.20) i (4.24), wówczas masa blach stojana

$$G_{F1} = C_M \left(S_i J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} \left(C_{F11} + C_{F12} \lambda \right) \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{1}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) \quad (4.27)$$

przy czym: C_M, C_d - określają wyrażenia (4.5) i (4.19)

$$C_{F11} = \pi (1 + \lambda_j) \lambda_j \varphi_F \Gamma_F \quad (4.28)$$

$$G_{F12} = \pi (2 \lambda_j + \varepsilon) \varphi_F \Gamma_F \quad (4.29)$$

Wyrażenie (4.27) określa masę blach stojana. Wielkości $C_{M1}, C_d, C_{F11}, C_{F12}$ są praktycznie stałe.

4.4. Masa uzwojenia twornika

Masa uzwojenia twornika

$$G_{U1} = G_{cu1} + G_{i1} \quad (4.30)$$

przy czym:

G_{cu1} - masa miedzi uzwojenia twornika,

G_{i1} - masa izolacji uzwojenia twornika.

Masa miedzi uzwojenia twornika

$$G_{cu1} = 3 z_1 l_{z1} S_{cu1} \Gamma_{cu} \quad (4.31)$$

przy czym:

l_{z1} - długość zwoju,

S_{cu1} - przekrój miedzi.

Długość zwoju

$$l_{z1} = \frac{2D_2}{\beta} \left(1 + k_1 \beta \frac{D_1}{D_2} \right) \quad (4.32)$$

przy czym:

$k_1 \approx 2,5$ - stosunek długości jednego połączenia czołowego zwoju uzwojenia twornika do wewnętrznej średnicy stojana,

natomiast z wyrażenia (3.26) wynika

$$z_1 S_{cu1} = \frac{\pi}{5} \left(\frac{D_1}{D_2} \right)^2 D_2^2 \lambda \lambda_1 k_{cu1} \quad (4.33)$$

Po wprowadzeniu zależności (4.32) i (4.33) do wyrażenia (4.31)

$$G_{cu1} = \frac{\pi}{5} \frac{D_2^3}{\beta} \left(\frac{D_1}{D_2} \right)^2 \left(1 + k_1 \beta \frac{D_1}{D_2} \right) \lambda \lambda_1 k_{cu1} \Gamma_{cu} \quad (4.34)$$

Jeżeli do zależności (4.34) wprowadzić wyrażenia (3.8), (4.18) i uwzględnić, że

$$\left(\frac{D_1}{D_2}\right)^3 \approx 1 + 3 C_d J_2^{\frac{3}{4}} (S_i \beta)^{\frac{1}{4}} \quad (4.35)$$

wówczas masa miedzi uzwojenia twornika

$$G_{cu1} = C_M (S_i J_2^{-1})^{\frac{3}{4}} C_{cu1} \lambda \left[\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} + k_1 \beta \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 3 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) \right] \quad (4.36)$$

przy czym: C_M , C_d - określają wyrażenia (4.5) i (4.19)

$$C_{cu1} = \pi \lambda_1 k_{cu1} \Gamma_{cu} \quad (4.37)$$

Masa izolacji uzwojenia twornika

$$G_{i11} = G_{cu1} \frac{(1 - k_{cu1}) \Gamma_{i11}}{k_{cu1} \Gamma_{cu}} \quad (4.38)$$

a po wprowadzeniu wyrażenia (4.36)

$$G_{i11} = C_M \left(S_i J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} C_{i11} \lambda \left[\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} + k_1 \beta \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 3 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) \right] \quad (4.39)$$

przy czym: C_M , C_d - określają wyrażenia (4.5) i (4.19)

$$C_{i11} = \pi \lambda_1 (1 - k_{cu1}) \Gamma_{i11} \quad (4.40)$$

Jeżeli zależności (4.36) i (4.39) wprowadzić do równania (4.30), wówczas masa uzwojenia twornika

$$G_{U1} = C_M \left(S_i J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} (C_{cu1} + C_{i11}) \lambda \left[\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} + k_1 \beta \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 3 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) \right] \quad (4.41)$$

Zależność (4.41) określa masę uzwojenia twornika. Wielkości C_M , C_d , C_{cu1} , C_{i11} są praktycznie stałe.

W ten sposób ustalono wyrażenia (4.4), (4.14), (4.27), (4.41) na masy elementów elektromagnetycznie czynnych jako funkcje mocy wewnętrznej S_i , gęstości J_2 prądu wzbudzenia i współczynników β , λ . Jeżeli wyrażenia te

wprowadzić do równania (4.1) otrzymuje się zależność na całkowitą masę elementów elektromagnetycznie czynnych

$$\begin{aligned}
 G = C_m \left(S_1 J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} & \left\{ C_{P2} \beta^{-\frac{1}{4}} + (C_{cu2} + C_{i2}) \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + k_2 \beta^{\frac{3}{4}} \right) + \right. \\
 & + (C_{P11} + C_{P12} \lambda) \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_1^{\frac{1}{4}} \right) + \\
 & \left. + (C_{cu1} + C_{i1}) \lambda \left[\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} + k_1 \beta \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 3 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_1^{\frac{1}{4}} \right) \right] \right\} \quad (4.42)
 \end{aligned}$$

Zależność (4.42) pozwala na wyznaczenie współczynników β i λ , przy których masa turbogeneratorsa o określonych danych znamionowych i określonej gęstości prądu wzbudzenia jest minimalna. Ponadto zależność ta jest podstawą dla doboru współczynników β , λ , przy których koszt elementów elektromagnetycznie czynnych turbogeneratorsa będzie najmniejszy.

5. STRATY MOCY CZYNNEJ

Turbogeneratory pracują z reguły w warunkach znamionowych. Z tego powodu straty wyznacza się dla znamionowych warunków pracy, ponieważ one decydują o sprawności i nagrzewaniu się maszyny o określonym systemie chłodzenia. Straty w turbogeneratorze pracującym w warunkach znamionowych

$$\Delta P_n = \Delta P_{en} + \Delta P_{mn} \quad (5.1)$$

przy czym:

ΔP_{en} - straty elektromagnetyczne,

ΔP_{mn} - straty mechaniczne.

Straty elektromagnetyczne są związane z przemagnesowaniem obwodu magnetycznego turbogeneratorsa oraz przepływem prądów w uzwojeniu twornika i uzwojeniu wzbudzenia. Straty te, przy określonych wymiarach geometrycznych maszyn, zależą od stopnia wykorzystania obwodu magnetycznego i uzwojeń.

Straty mechaniczne są związane z tarcieniem elementów wirujących, wentylacją maszyny i zależą głównie od wymiarów geometrycznych maszyny. Udziały strat elektromagnetycznych i mechanicznych w całkowitych stratach zależą od mocy turbogeneratorsa. Przy powiększeniu mocy turbogeneratorsów zmieniają się nieznacznie ich wymiary geometryczne, natomiast powiększa się stopień wykorzystania obwodu magnetycznego, a w szczególności uzwojeń. Z tych powodów, przy powiększaniu mocy turbogeneratorsów, powiększa się udział strat elektromagnetycznych w stratach całkowitych i np. dla zakresu mocy (100÷300) MVA stosunek $\Delta P_{en}/\Delta P_{mn} = (3÷5)$.

W celu ustalenia zależności strat od współczynników β , λ , gęstości J_2 i mocy S_1 określa się najpierw analogiczne zależności dla strat elektromagnetycznych i mechanicznych.

5.1. Straty elektromagnetyczne

Straty elektromagnetyczne

$$\Delta P_{en} = \Delta P_p + \Delta P_d \quad (5.2)$$

przy czym:

ΔP_p - straty podstawowe,

ΔP_d - straty dodatkowe.

Stratami podstawowymi nazywa się straty wydzielane w rdzeniu stojana przez podstawową harmoniczną przestrzenną indukcji (strumienia) magnetycznej, straty w uzwojeniu wzbudzenia oraz straty w uzwojeniu twornika przy pominięciu efektu wypierania prądu. Straty dodatkowe to straty wytwarzane przez strumienie magnetyczne rozprożeń, wyższe harmoniczne prądu twornika i wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego indukcji magnetycznej wzdłuż rozwiniętego obwodu maszyny. Straty dodatkowe w maszynach małych mocy często pomija się lub przyjmuje się, że stanowią określony procent mocy znamionowej. Straty te w turbogeneratorach są znaczne i stanowią około 30% strat podstawowych na skutek znacznego powiększenia stopnia wykorzystania obwodu magnetycznego i uzwojeń. Z tego powodu należy również określić zależność strat dodatkowych od współczynników β , λ , gęstości J_2 i mocy S_1 .

5.1.1. Straty elektromagnetyczne podstawowe

Straty elektromagnetyczne podstawowe obejmują straty w rdzeniu stojana wytwarzane przez podstawową harmoniczną przestrzenną indukcji magnetycznej, 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

$$\Delta P_p = \Delta P_{cu2} + \Delta P_{Fz} + \Delta P_{Fj} + \Delta P_{cu1} \quad (5.3)$$

W celu ustalenia zależności strat podstawowych od współczynników β , λ , gęstości J_2 prądu wzbudzenia i mocy S_1 wewnętrznej określa się najpierw analogiczne zależności dla poszczególnych składników tych strat. Straty w uzwojeniu wzbudzenia

$$\Delta P_{cu2} = J_2^2 \frac{G_{cu2}}{\gamma_{cu} \Gamma_{cu}} (1 + \alpha \Delta T_2) \quad (5.4)$$

przy czym:

- γ_{cu} - przewodność właściwa miedzi w temperaturze 15°C,
- ΔT_2 - przyrost temperatury uzwojenia wzbudzenia,
- α - współczynnik temperaturowy rezystancji uzwojenia.

Jeśli do wyrażenia (5.4) wprowadzić zależności (4.9), (4.10) dotyczące masy miedzi uzwojenia wzbudzenia

$$\Delta P_{cu2} = C_M Q_{cu2} S_1^{\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + k_2 \beta^{\frac{3}{4}} \right) \quad (5.5)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (4.5)

$$Q_{cu2} = \frac{\pi (1 + \alpha \Delta T_2)}{8 \gamma_{cu}} \xi \gamma k_{cu2} \quad (5.6)$$

Wyrażenie (5.5) określa straty w uzwojeniu wzbudzenia. Wielkość Q_{cu2} dla określonej izolacji (przyrostu temperatury ΔT_2) i sposobu cieknięcia jest stała.

Straty w zębach stojana są w przybliżeniu proporcjonalne do iloczynu masy zębów i kwadratu indukcji magnetycznej na $\frac{1}{3}$ wysokości zęba, przy czym współczynnik proporcjonalności zależy od rodzaju blachy, z której jest wykonany rdzeń stojana.

Straty w zębach stojana

$$\Delta P_{Fz} = (k_{hz} p_h + k_{wz} p_w) B_{z1}^2 G_{Fz} \quad (5.7)$$

przy czym:

$p = p_h + p_w$ - stratność blachy przy indukcji 1 T i częstotliwości 50 Hz

p_h, p_w - części stratności blachy związane odpowiednio ze stratami powodowanymi histerezą i prądami wirowymi,

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

Wprowadzając do wyrażenia (5.7) zależność (4.20) dotyczącą masy zębów stojana

$$\Delta P_{Fz} = C_M q_{Fz} (S_i J_2^{-1})^{\frac{3}{4}} \lambda \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) \quad (5.8)$$

przy czym: C_M, C_d - określają wyrażenia (4.5), (4.19)

$$Q_{Fz} = \pi \xi \varphi_F \Gamma_F (k_{hz} p_h + k_{wz} p_w) B_{z1}^2 \quad (5.9)$$

Wyrażenie (5.8) określa straty w zębach stojana. Wielkość Q_{Fz} , dla określonej blachy, jest praktycznie stała.

Straty w jarzmie stojana są proporcjonalne do iloczynu masy G_{Fj} jarzma i kwadratu indukcji magnetycznej B_j w jarzmie, przy czym współczynnik proporcjonalności zależy od rodzaju blachy, z której jest wykonany rdzeń stojana.

Straty w jarzmie stojana

$$\Delta P_{Fj} = (k_{hj} p_h + k_{wj} p_w) B_j^2 G_{Fj} \quad (5.10)$$

przy czym: k_{hj}, k_{wj} - stałe zależne od rodzaju blachy.

Wprowadzając do wyrażenia (5.10) zależność (4.24) dotyczącą masy jarzma stojana

$$\Delta P_{Fj} = C_M Q_{Fj} \left(S_i J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} \left(1 + 2\lambda + \lambda_j \right) \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) \quad (5.11)$$

przy czym: C_M, C_d - określają wyrażenia (4.5) i (4.19)

$$Q_{Fj} = \pi \varphi_F \Gamma_F \lambda_j (k_{hj} p_h + k_{wj} p_w) B_j^2 \quad (5.12)$$

Wyrażenie (5.11) określa straty w jarzmie stojana. Wielkość Q_{Fj} , dla określonej blachy, jest praktycznie stała.

Straty w uzwojeniu twornika

$$\Delta P_{cu1} = J_1^2 \frac{Q_{cu1}}{\gamma_{cu} \Gamma_{cu}} (1 + \alpha \Delta T_1) \quad (5.13)$$

przy czym:

γ_{cu} - przewodność właściwa miedzi w temperaturze 15°C,

ΔT_1 - przyrost temperatury uzwojenia twornika.

Wprowadzając do wyrażenia (5.13) zależności (3.27) i (4.34)

$$\Delta P_{cu1} = \frac{\pi (1 + \alpha \Delta T_1)}{\gamma_{cu} \lambda_1 k_{cu1}} \left(\frac{\pi \xi \gamma k_{cu2}}{16\sqrt{2} C k_a k_{u1}} \right)^2 J_2^2 \frac{D_2^3}{\lambda \beta} \left[\left(\frac{D_2}{D_1} \right)^2 + k_1 \beta \frac{D_2}{D_1} \right] \quad (5.14)$$

Jeśli do wyrażenia (5.14) wprowadzić zależność (3.8) oraz zależności przybliżone

$$\frac{D_2}{D_1} \approx 1 - C_d J_2^{\frac{3}{4}} (S_i \beta)^{\frac{1}{4}} \quad (5.15)$$

$$\left(\frac{D_2}{D_1} \right)^2 \approx 1 - 2 C_d J_2^{\frac{3}{2}} (S_i \beta)^{\frac{1}{4}} \quad (5.16)$$

wówczas straty w uzwojeniu twornika

$$\Delta P_{cu1} = C_M Q_{cu1} S_i^{\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \lambda^{-1} \left(\beta^{-\frac{1}{4}} - 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} + k_1 \beta^{\frac{3}{4}} - k_1 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \beta \right) \quad (5.17)$$

przy czym: C_M, C_d - określają wyrażenia (4.5), (4.19)

$$Q_{cu1} = \frac{\pi (1 + \alpha \Delta T_1)}{\gamma_{cu} \lambda_1 k_{cu1}} \left(\frac{\pi \xi \gamma k_{cu2}}{16\sqrt{2} C k_a k_{u1}} \right)^2 \quad (5.18)$$

Wyrażenie (5.17) określa straty w uzwojeniu twornika. Wielkość Q_{cu1} , dla określonych sposobów chłodzenia uzwojeń, jest praktycznie stała. Wyrażenia (5.5), (5.8), (5.11), (5.17) określają poszczególne składowe strat elektromagnetycznych podstawowych. Jeżeli wyrażenia te wprowadzić do równania (5.3), wówczas straty podstawowe

$$\begin{aligned} \Delta P_p = C_M (S_1 J_2^{-1})^{\frac{3}{4}} & \left\{ Q_{cu2} J_2^2 \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + k_2 \beta^{\frac{3}{4}} \right) + \right. \\ & + \left[Q_{Fz} \lambda + Q_{Fj} (1 + 2\lambda + \lambda_j) \right] \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_1^{\frac{1}{4}} \right) + \\ & \left. + Q_{cu1} J_2^2 \lambda^{-1} \left(\beta^{-\frac{1}{4}} - 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_1^{\frac{1}{4}} + k_1 \beta^{\frac{3}{4}} - k_1 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_1^{\frac{1}{4}} \beta \right) \right\} \quad (5.19) \end{aligned}$$

Wyrażenie (5.19) określa straty elektromagnetyczne podstawowe. Wielkości C_M , C_d , Q_{cu2} , Q_{Fz} , Q_{Fj} , Q_{cu1} , λ_j są praktycznie stałe.

5.1.2. Straty elektromagnetyczne dodatkowe

Straty elektromagnetyczne dodatkowe są wytwarzane przez strumienie magnetyczne rozproszeń, wyższe harmoniczne prądu twornika i wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego indukcji magnetycznej wzdłuż rozwiniętego obwodu maszyny. Ustalenie zależności na straty dodatkowe w znamionowych warunkach pracy turbogeneratorsa jest trudne i praktycznie niemożliwe, np. ze względu na skomplikowany rozkład przestrzenny strumieni magnetycznych rozproszeń. Straty te są jednak zbliżone do sumy strat dodatkowych przy biegu jałowym i napięciu znamionowym oraz strat dodatkowych w stanie zwarcia trójfazowego przy prądzie zwarcia równym prądowi znamionowemu. Z tego powodu straty dodatkowe wyznacza się dla tych szczególnych stanów pracy turbogeneratorsa i przyjmuje się, że są one równe stratom dodatkowym w znamionowych warunkach pracy. Ustalenie zależności na straty dodatkowe przy biegu jałowym i w stanie zwarcia trójfazowego jest prostsze, ponieważ strumienie magnetyczne rozproszeń wytwarzane przez prądy w uzwojeniach - wzbudzenia i twornika - można określać oddzielnie (w stanie zwarcia obwód magnetyczny maszyny jest nienasycony). Mimo takiego uproszczenia podawane w literaturze zależności na straty dodatkowe są tylko relacjami przybliżonymi. W niniejszym punkcie będą uwzględnione tylko te spośród strat dodatkowych, których udział w łącznych stratach dodatkowych jest znaczny i które w znacznym stopniu są zależne od współczynników β , λ .

Spośród strat dodatkowych przy biegu jałowym uwzględnia się:

- straty w rdzeniu stojana powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia,

- straty pulsacyjne w zębach stojana powodowane zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia wirnika,
- straty na powierzchni wirnika powodowane zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia stojana,

natomiast pomija się:

- straty w elementach części czołowej stojana powodowane strumieniami rozproszenia jako praktycznie niezależne od współczynników β , λ ,
- straty w rdzeniu stojana powodowane harmonicznymi indukcji magnetycznej wytworzonymi przez tzw. harmoniczne zębowe rozkłady przestrzennego przepływu wzbudzenia jako małe w porównaniu z innymi stratami.

Spośród strat w stanie zwarcia uwzględnia się:

- straty w rdzeniu stojana powodowane harmonicznymi indukcji magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkłady przestrzennego przepływu wzbudzenia,
- straty na powierzchni wirnika powodowane harmonicznymi indukcji magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkłady przestrzennego przepływu oddziaływania twornika,
- straty dodatkowe w uzwojeniu twornika powodowane przez strumień magnetyczny rozproszenia żłobkowego,

natomiast pomija się:

- straty w części czołowej uzwojenia twornika i w elementach części czołowej stojana powodowane strumieniami rozproszenia jako praktycznie niezależne od współczynników β , λ ,
- straty w rdzeniu stojana powodowane harmonicznymi indukcji magnetycznej wytworzonej przez tzw. zębowe harmoniczne rozkłady przestrzennego przepływu wzbudzenia i straty na powierzchni wirnika powodowane harmonicznymi indukcji magnetycznej wytworzonej przez zębowe harmoniczne rozkłady przestrzennego przepływu oddziaływania twornika jako małe w porównaniu z innymi stratami.

Należy przy tym podkreślić, że straty, które pominięto jako małe w porównaniu z innymi stratami dodatkowymi są rzeczywiście małe tylko wtedy, gdy są spełnione warunki

$$\frac{\delta}{t_{z1}} > 0,5 \quad (5.20)$$

$$0,6 < \frac{b_{z1}}{t_{z2}} \leq 1 \quad (5.21)$$

Jeśli uwzględnić, że:

- podziałka żłobkowa wirnika

$$t_{z2} = \frac{\pi D_2}{N_2} \approx 2\pi \cdot 10^{-2}$$

- szerokość głowy zęba stojana

$$b_{z1} = t_{z1} (1 - \lambda_1) \approx 0,55 t_{z1}$$

wówczas warunek określony nierównością (5.21) można zapisać w postaci

$$\frac{0,6}{9} < t_{z1} \leq \frac{1}{9}$$

W generatorach dużych mocy, których napięcia znamionowe tworników nie są narzucone, warunki te można zawsze spełnić przez odpowiedni dobór liczbby żłobków stojana. Pewne trudności z zachowaniem podanych warunków występują w generatorach małych mocy (do około 30 MVA) o narzuconych napięciach znamionowych (10,5 lub 6,3 kV).

Zależności [44] na uwzględniane straty dodatkowe będą przekształcane w ten sposób, aby można je było wyrazić (często w sposób przybliżony) jako funkcje współczynników β , λ , gęstości J_2 prądu wzbudzenia i mocy E_1 wewnętrznej turbogeneratorsa. Ustalone w ten sposób zależności można wykorzystać do wyznaczenia optymalnych współczynników β , λ , np. ze względu na łączny koszt elementów elektromagnetycznie czynnych i energii strat wydzielanych w turbogeneratorsie w okresie jego eksploatacji (p. 6).

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 w rdzeniu stojana powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia dzielą się na straty ΔP_{dz10} w zębach stojana i straty ΔP_{dj10} w jarzmie stojana.

Wg pracy [44] straty w zębach stojana

$$\Delta P_{dz10} = k_{wz} \varphi_1 p_w B_{z1}^2 G_{Fz} \quad (5.23)$$

przy czym: φ_1 - współczynnik zależny (rys. 5.1) od stosunku γ .

Wprowadzając do wyrażenia (5.23) zależność (4.20) dotyczącą masy zębów

$$\Delta P_{dz10} = C_M Q_{dz10} \left(s_1 J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} \lambda \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} s_1^{\frac{1}{4}} \right) \quad (5.24)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (4.5)

$$Q_{dz10} = \pi \varepsilon \varphi_F \Gamma_F k_{wz} \varphi_1 p_w B_{z1}^2 \quad (5.25)$$

Według pracy [44] straty w jarzmie stojana

$$\Delta P_{dj10} = 1,7 \varphi_1 k_{wJ} p_w B_J^2 G_{PJ} \quad (5.26)$$

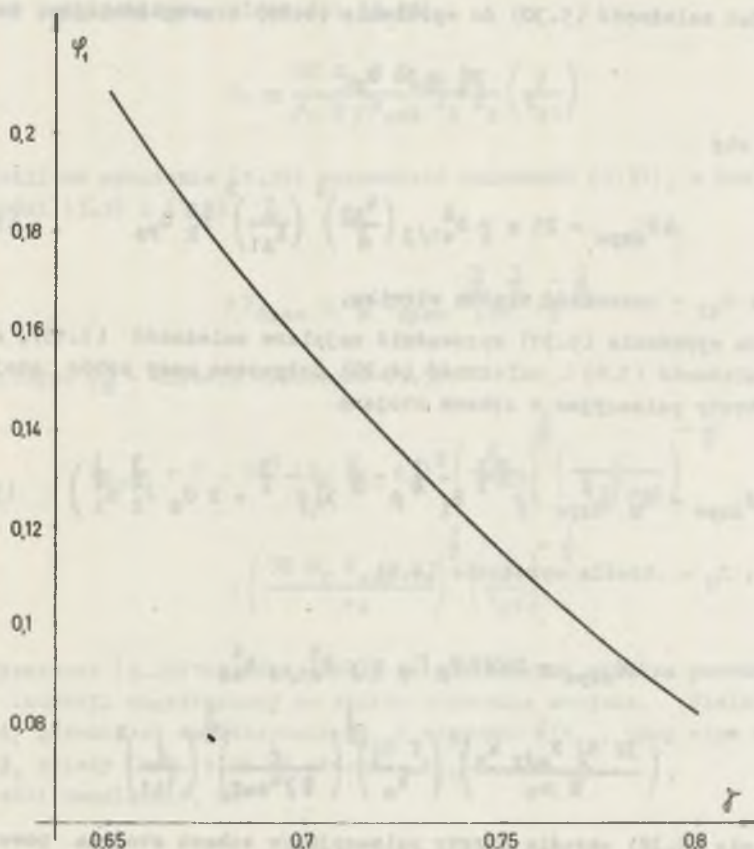
Wprowadzając do wyrażenia (5.26) zależność (4.24) dotyczącą masy jarzma, otrzymuje się:

$$\Delta P_{dj10} = C_M Q_{dj10} \left(s_1 j_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} \left(1 + 2\lambda + \lambda_j \right) \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d j_2^{\frac{3}{4}} s_1^{\frac{1}{4}} \right) \quad (5.27)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (4.5)

$$Q_{dj10} = 1,7 \pi \varphi_F \Gamma_F \lambda_j \varphi_1 k_{wj} p_w B_j^2 \quad (5.28)$$

Wyrażenia (5.24) i (5.27) określają straty w rdzeniu stojana powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia. Wielkości Q_{dz10}, Q_{dj10} dla określonej blachy, są praktycznie zależne tylko od współczynnika φ_1 ,



Rys. 5.1. Zależność współczynnika φ_1 od stosunku liczby uzwojonych zębów wirnika do liczby podziałek zębokowych na obwodzie wirnika

który z kolei zależy od stosunku γ . Zależność $\varphi_1 = f(\gamma)$ przedstawiono na rys. 5.1.

Straty pulsacyjne w zębach stojana powodowane zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia wirnika są określone [44] zależnością:

$$\Delta P_{dzpo} = p \gamma B_{z1/3}^2 \left(\frac{\gamma_c \delta}{2 t_{z1}} \right)^2 N_2^2 G_{Fz} \quad (5.29)$$

przy czym:

$$\gamma_c \approx \frac{\left(\frac{b_{z2}}{\delta} \right)^2}{5 + \frac{b_{z2}}{\delta}} \approx 0,2 \left(\frac{b_{z2}}{\delta} \right)^2 \quad (5.30)$$

Wprowadzając zależność (5.30) do wyrażenia (5.29) i uwzględniając, że

$$N_2 \approx 50 D_2$$

otrzymuje się

$$\Delta P_{dzpo} = 25 p \gamma B_{z1/3}^2 \left(\frac{b_{z2}}{\delta} \right)^4 \left(\frac{\delta}{t_{z1}} \right)^2 D_2^2 G_{Fz} \quad (5.31)$$

przy czym: b_{z2} - szerokość żłobka wirnika.

Jeśli do wyrażenia (5.31) wprowadzić najpierw zależność (3.15), a następnie zależność (3.8) i zależność (4.20) dotyczącą masy zębów stojana, wówczas straty pulsacyjne w zębach stojana

$$\Delta P_{dzpo} = C_M Q_{dzpo} J_2^{-\frac{13}{4}} S_i^{-\frac{3}{4}} \beta^{-\frac{3}{2}} \lambda \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) \quad (5.32)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (4.5)

$$Q_{dzpo} = 25 \pi \varepsilon \varphi_F \Gamma_F p \gamma B_{z1/3}^2 b_{z2}^4 \cdot \left(\frac{32 B_2 X_{adr} k_a}{\pi \mu_0} \right)^4 \left(\frac{f B_2}{k_a} \right)^{\frac{3}{2}} \left(\frac{c}{\xi j k_{cu2}} \right)^{\frac{5}{2}} \left(\frac{\delta}{t_{z1}} \right)^2 \quad (5.33)$$

Wyrażenie (5.32) określa straty pulsacyjne w zębach stojana powodowane zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia wirnika. Wielkość Q_{dzpo} przy określonym rodzaju blachy zależy głównie od stosunku δ/t_{z1} , przy czym stosunek ten powinien być możliwie mały, lecz spełniający nierówność (5.20).

Straty na powierzchni wirnika powodowane zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia stojana są określone [44] zależnością

$$\Delta P_{dpzo} \approx 5 \cdot 10^4 \dot{z}_1^{-\frac{1}{2}} (B_2 k_{o1} \beta_o)^2 D_2^3 l_2 \quad (5.34)$$

przy czym:

\dot{z}_1 - liczba żłobków stojana,

k_{o1} - współczynnik Cartera na skutek uzębienia stojana,

β_o - współczynnik zależny od stosunku b_{z1}/δ .

Liczba żłobków stojana

$$\dot{z}_1 \approx \frac{\pi D_2}{\delta} \left(\frac{\delta}{t_{z1}} \right)$$

a przy uwzględnieniu zależności (3.15)

$$\dot{z}_1 \approx \frac{32 B_2 C I_{adr} k_o}{\mu_o \xi \gamma k_{ou2} J_2 D_2} \left(\frac{\delta}{t_{z1}} \right) \quad (5.35)$$

Jeśli do wyrażenia (5.34) wprowadzić zależność (5.35), a następnie zależności (3.3) i (3.8)

$$\Delta P_{dpzo} \approx C_M Q_{dpzo} S_1^{\frac{9}{8}} \beta_o^{\frac{1}{8}} J_2^{-\frac{5}{8}} \quad (5.36)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (4.5)

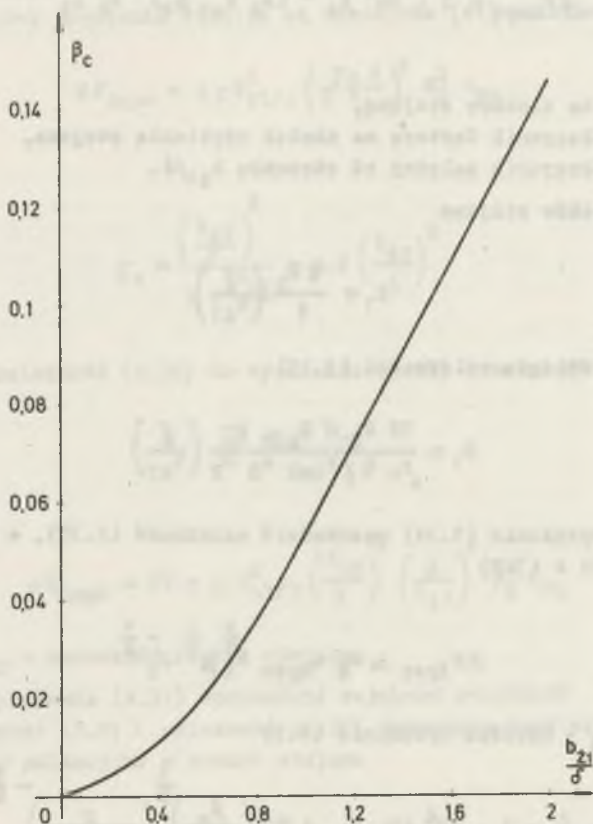
$$Q_{dpzo} = 5 \cdot 10^4 (B_2 k_{o1} \beta_o)^2 \left(\frac{k_a}{f B_2} \right)^{\frac{3}{8}} \left(\frac{C}{\xi \gamma k_{ou2}} \right)^{-\frac{1}{8}} \cdot \left(\frac{32 B_2 I_{adr} k_o}{\mu_o} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{\delta}{t_{z1}} \right)^{-\frac{1}{2}} \quad (5.37)$$

Wyrażenie (5.36) określa straty na powierzchni wirnika powodowane zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia stojana. Wielkość Q_{dpzo} zależy głównie od współczynnika β_o i stosunku δ/t_{z1} , przy czym współczynnik β_o zależy (rys. 5.2) od stosunku b_{z1}/δ .

Jeśli uwzględnić, że

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

można stwierdzić, że wielkość Q_{dpzo} zależy od stosunku δ/t_{z1} . Stosunek δ/t_{z1} powinien być możliwie mały, lecz spełniający nierówność (5.20).



Rys. 5.2. Zależność współczynnika β_c od stosunku szerokości żłobka stojana do długości szczeliny

b) Straty dodatkowe w stanie zwarcia

Straty w rdzeniu stojana powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia dzielą się na straty ΔP_{dz1z} w zębach stojana i straty ΔP_{dj1z} w jarzmie stojana.

Straty w zębach stojana

$$\Delta P_{dz1z} = \left(\frac{1}{k_z}\right)^2 \Delta P_{dz10} \quad (5.38)$$

przy czym: k_z - stosunek zwarcia.

Przy przyjęciu normalnej charakterystyki biegu jałowego stosunek zwarcia

$$k_z = \frac{1,1 \theta_s}{k_a \theta_{an} + X_{sr} \theta_s} = \frac{1,1}{X_{adr} + X_{sr}} \quad (5.39)$$

przy czym: X_{sr} - względna reaktancja rozproszenia uzwojenia twornika.

Wprowadzając do wyrażenia (5.38) zależności (5.24) i (5.39), otrzymuje się

$$\Delta P_{dz1z} C_M Q_{dz1z} \left(S_i J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} \lambda \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) \quad (5.40)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (4.5)

$$Q_{dz1z} = \left(\frac{X_{adr} + X_{sr}}{1,1} \right)^2 Q_{dz10} \quad (5.41)$$

Q_{dz10} - określa wyrażenie (5.25).

Straty w jarzmie stojana

$$\Delta P_{dj1z} = \left(\frac{1}{k_z} \right)^2 \Delta P_{dj10} \quad (5.42)$$

a przy uwzględnieniu zależności (5.27) i (5.39)

$$\Delta P_{dj1z} = C_M Q_{dj1z} \left(S_i J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} (1 + 2\lambda + \lambda_j) \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) \quad (5.43)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (4.5)

$$Q_{dj1z} = \left(\frac{X_{adr} + X_{sr}}{1,1} \right)^2 Q_{dj10} \quad (5.44)$$

Q_{dj10} - określa wyrażenie (5.28).

Wyrażenia (5.40) i (5.43) określają straty w rdzeniu stojana w stanie zwarcia, powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia. Straty te są znacznie większe od analogicznych strat przy biegu jałowym, ponieważ w turbogeneratorach stosunek zwarcia $k_z < 1$. Straty na powierzchni wirnika powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu oddziaływania twornika są określone [44] zależnością

$$\Delta P_{dpz} = 10^{-12} \varphi_2 D_1^5 I_2 \left(\frac{A_1}{k_o \delta} \right)^2 \quad (5.45)$$

przy czym:

φ_2 - współczynnik zależny (rys. 5.3) od skrótu poskoku (y_1/τ) uzwojenia twornika,

A_1 - okład prądowy stojana.

Okład prądowy stojana

$$A_1 = \frac{6 I_{fn} z_1}{\pi D_2} \left(\frac{D_2}{D_1} \right) \quad (5.46)$$

a przy uwzględnieniu zależności (3.6)

$$A_1 = \frac{\pi \xi \gamma^k c_{cu2}}{16\sqrt{2} C k_{u1} k_a} \left(\frac{D_2}{D_1} \right) J_2 D_2 \quad (5.47)$$

Wprowadzając do wyrażenia (5.45) zależności (3.15) i (5.47), otrzymuje się:

$$\Delta P_{dpz} = 2 \cdot 10^{-12} \varphi_2 \left(\frac{B_2 I_{adr}}{k_{u1} k_a \mu_o} \right)^2 \left(\frac{D_1}{D_2} \right)^3 \frac{D_2^4}{\beta} \quad (5.48)$$

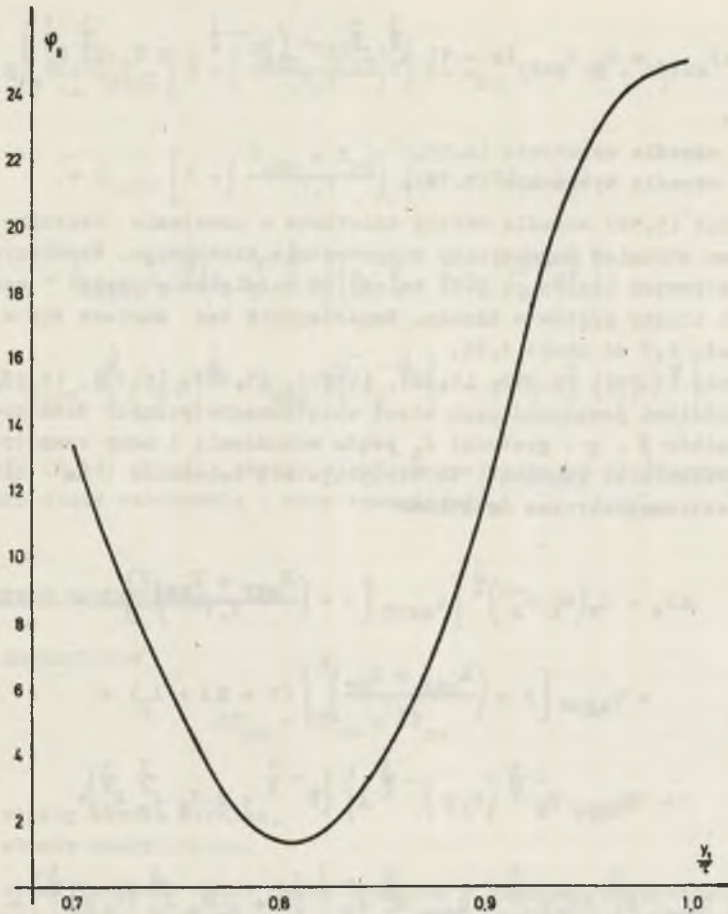
Jeżeli do wyrażenia (5.48) wprowadzić zależność (3.8) oraz zależność (4.35), wówczas straty

$$\Delta P_{dpz} = C_M Q_{dpz} S_i J_2^{-1} \left[1 + 3 C_d J_2^{\frac{3}{4}} (S_i \beta)^{\frac{1}{4}} \right] \quad (5.49)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (4.5)

$$Q_{dpz} = 2 \cdot 10^{-12} \varphi_2 \left(\frac{B_2 I_{adr}}{k_{u1} k_a \mu_o} \right)^2 \left(\frac{C k_a}{\Gamma B_2 \xi \gamma^k c_{cu2}} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (5.50)$$

Wyrażenie (5.49) określa straty na powierzchni wirnika w stanie zwarcia powodowane harmonicznymi indukcji magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu oddziaływania twornika. Wielkość Q_{dpz} zależy głównie od współczynnika φ_2 , który z kolei zależy (rys. 5.3) od skrótu poskoku uzwojenia twornika. Współczynnik φ_2 jest najmniejszy dla skrótu poskoku $y_1/\tau \approx 0,8$ i głównie z tego powodu skrót ten jest najczęściej stosowany.



Rys. 5.3. Zależność współczynnika φ_2 od skrótu poskoku uzwojenia stojana

Straty dodatkowe $\Delta P_{\text{cui}d}$ w uzwojeniu twornika wytwarzane przez strumień magnetyczny rozproszenia żłobkowego są wydzielane w części uzwojenia znajdującej się w żłobkach. Jeżeli przez $\Delta P_{\text{oui}z}$ oznaczyć straty podstawowe w części uzwojenia twornika znajdującej się w żłobkach, wówczas

$$\Delta P_{\text{cui}d} = (k - 1) \Delta P_{\text{oui}z} \quad (5.51)$$

przy czym: k - współczynnik strat dodatkowych.

Wprowadzając do wyrażenia (5.51) część zależności (5.17) dotyczącą strat podstawowych w części uzwojenia znajdującej się w żłobkach, otrzymuje się:

$$\Delta P_{\text{cu1d}} = C_M Q_{\text{cu1}} (k - 1) S_1^{\frac{3}{4}} J_2^{\frac{5}{4}} \lambda^{-1} \left(\beta^{-\frac{1}{4}} - 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_1^{\frac{1}{4}} \right) \quad (5.52)$$

przy czym:

C_M - określa wyrażenie (4.5),

Q_{cu1} - określa wyrażenie (5.18).

Wyrażenie (5.52) określa straty dodatkowe w uzwojeniu twornika wytwarzane przez strumień magnetyczny rozproszenia żłobkowego. Współczynnik k strat dodatkowych (patrz p. 7.2) zależy od rozwiązania pręta uzwojenia twornika i liczby prętów w żłobku. Współczynnik ten zawiera się w przedziale około 1,1 do około 1,25.

Wyrażenia (5.24), (5.27), (5.32), (5.36), (5.40), (5.43), (5.49), (5.52) są zależnościami poszczególnych strat elektromagnetycznych dodatkowych od współczynników β , γ , gęstości J_2 prądu wzbudzenia i mocy wewnętrznej S_1 . Jeżeli wyrażenia te zsumować, to otrzymuje się zależność na całkowite straty elektromagnetyczne dodatkowe

$$\begin{aligned} \Delta P_d = & C_M (S_1 J_2^{-1})^{\frac{3}{4}} \left\{ Q_{\text{dz10}} \left[1 + \left(\frac{X_{\text{adr}} + X_{\text{sr}}}{1,1} \right)^2 \right] \lambda + \right. \\ & + Q_{\text{dj10}} \left[1 + \left(\frac{X_{\text{adr}} + X_{\text{sr}}}{1,1} \right)^2 \right] (1 + 2\lambda + \lambda_j) + \\ & + Q_{\text{dzpo}} J_2^{-\frac{5}{2}} (S_1 \beta)^{-\frac{3}{2}} \lambda \left. \right\} \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_1^{\frac{1}{4}} \right) + \\ & + Q_{\text{dpzo}} S_1^{\frac{3}{8}} (J_2 \beta)^{\frac{1}{8}} + Q_{\text{dpz}} S_1^{\frac{1}{4}} J_2^{-\frac{1}{4}} \left[1 + 3 C_d J_2^{\frac{3}{4}} (S_1 \beta)^{\frac{1}{4}} \right] + \\ & + Q_{\text{cu1}} (k - 1) J_2^2 \lambda^{-1} \left(\beta^{-\frac{1}{4}} - 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_1^{\frac{1}{4}} \right) \end{aligned} \quad (5.53)$$

Straty elektromagnetyczne po wprowadzeniu wyrażań (5.19) i (5.53) do równania (5.2)

$$\begin{aligned} \Delta P_{\text{en}} = & C_M S_1 J_2^{-1} \frac{3}{4} \left\{ Q_{\text{cu2}} J_2^2 \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + k_2 \beta^{\frac{3}{4}} \right) + \right. \\ & + Q_{\text{cu1}} J_2^2 \lambda^{-1} \left(k \beta^{-\frac{1}{4}} - 2 C_d k J_2^{\frac{3}{4}} S_1^{\frac{1}{4}} + k_1 \beta^{\frac{3}{4}} - k_1 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_1^{\frac{1}{4}} \right) + \end{aligned} \quad (5.54)$$

$$\begin{aligned}
& + \left[Q_{Pz} \lambda + Q_{dz10} \left[1 + \left(\frac{X_{adr} + X_{sr}}{1,1} \right)^2 \right] \lambda + Q_{Pj} (1 + 2\lambda + \lambda_j) + \right. \\
& \quad \left. + Q_{dj10} \left[1 + \left(\frac{X_{adr} + X_{sr}}{1,1} \right)^2 \right] (1 + 2\lambda + \lambda_j) + \right. \\
& \quad \left. + Q_{dzpo} J_2^{-\frac{5}{2}} (s_1 \beta)^{-\frac{3}{2}} \lambda \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 c_d J_2^{\frac{3}{4}} s_1^{\frac{1}{4}} \right) + \right. \\
& \quad \left. + Q_{dpzo} s_1^{\frac{3}{8}} (J_2 \beta)^{\frac{1}{8}} + Q_{dpz} s_1^{\frac{1}{4}} J_2^{-\frac{1}{4}} \left[1 + 3 c_d J_2^{\frac{3}{4}} (s_1 \beta)^{\frac{1}{4}} \right] \right]
\end{aligned} \tag{5.54}$$

Zależność (5.54) określa straty elektromagnetyczne od współczynników β, λ gęstości prądu wzbudzenia i mocy wewnętrznej.

5.2. Straty mechaniczne

Straty mechaniczne

$$\Delta P_{mn} = \Delta P_{mt} + \Delta P_{mw} \tag{5.55}$$

przy czym:

ΔP_{mt} - straty tarcia wirnika,

ΔP_{mw} - straty wentylacyjne.

Udział strat tarcia i strat wentylacyjnych w stratach mechanicznych zależy od mocy maszyny, rodzaju gazu i jego ciśnienia oraz rodzaju chłodzenia uzwojeń i rdzenia stojana. Dla turbogeneratorów o mocach około 50 do 500 MVA chłodzonych gazem stosunek $\Delta P_{mt}/\Delta P_{mw} = (1+3)$. Stosunek ten radykalnie powiększa się dla turbogeneratorów największych mocy o bezpośrednim wodnym lub olejowym chłodzeniu uzwojeń i rdzenia stojana. Oznacza to, że w turbogeneratorach największych mocy straty wentylacyjne są pomijalnie małe w porównaniu ze stratami tarcia.

5.2.1. Straty tarcia

Straty tarcia

$$\Delta P_{mt} = \Delta P_{mtg} + \Delta P_{mtp} + \Delta P_{mts} \tag{5.56}$$

przy czym:

ΔP_{mtg} - straty tarcia wirnika o gaz,

ΔP_{mtp} - straty tarcia w łożyskach,

ΔP_{mts} - straty tarcia szczotek o pierścieniu ślizgowe i uszczelnień o wał.

Straty tarcia są zetek o pierścienie ślizgowe i uszczelnień o wał są małe w porównaniu z pozostałymi stratami tarcia i nie będą uwzględniane. Straty tarcia wirnika o gaz zależą od rodzaju gazu (powietrze, wodór) i jego ciśnienia. Straty tarcia wirnika o powietrze przy przyjęciu, że długość i średnica zewnętrzna kołpaka są równe średnicy wirnika, określa [44] zależność

$$\Delta P_{mtg} = 57,3 \cdot 10^3 D_2^4 (D_1 - D_2) \quad (5.57)$$

Jeżeli do wyrażenia (5.57) wprowadzić zależności (3.3) i (3.8)

$$\Delta P_{mtg} = C_M \dot{m}_{tg} S_1^{\frac{5}{4}} J_2^{-\frac{5}{4}} \beta^{\frac{1}{4}} (1 + \beta) \quad (5.58)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (4.5)

$$C_M = 57,3 \cdot 10^3 \left(\frac{C_{ka}}{f_{B_2} \eta \gamma^{k_{ou2}}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (5.59)$$

Straty tarcia wirnika o wodór (w zasadzie mieszanie wodorowo-powietrzna o zawartości wodoru powyżej 97%), w porównaniu ze stratami tarcia wirnika o powietrze, zmniejszają się 10-krotnie, jeżeli ciśnienie wodoru jest równe ciśnieniu atmosferycznemu. Zwykle wodór jest pod ciśnieniem P_H i wtedy straty tarcia wirnika określa zależność (4.58), jeżeli w miejsce \dot{m}_{tg} wstawie

$$\dot{m}_{tg} = \dot{m}_{tg} \frac{P_H}{10}$$

Straty tarcia w łożyskach są w przybliżeniu proporcjonalne do masy elementów czynnych wirnika, przy czym współczynnik proporcjonalności $C_{tp} = (4,5+5) \text{ N/kg}$

$$\Delta P_{mtg} = C_{tp} (G_{F2} + G_{U2}) \quad (5.60)$$

Jeżeli do wyrażenia (5.60) wprowadzić zależności (4.4) i (4.14), wówczas straty w łożyskach

$$\Delta P_{mtg} = C_{tp} \left(S_1 J_2^{-1} \right)^{\frac{3}{4}} \left(\dot{m}_{tg} \beta^{-\frac{1}{2}} + \dot{m}_{tp} \beta^{\frac{3}{4}} \right) \quad (5.61)$$

przy czym: C_M - określa wyrażenie (4.5)

$$Q'_{mtp} = C_{tp} (C_{F2} + C_{cu2} + C_{i2}) \quad (5.62)$$

$$Q''_{mtp} = C_{tp} k_2 (C_{cu2} + C_{i2}) \quad (5.63)$$

Wyrażenie (5.61) określa straty w łożyskach. Wielkości Q'_{mtp} , Q''_{mtp} są praktycznie stałe.

Wprowadzając wyrażenia (5.58) i (5.61) do równania (5.56) i przyjmując $\Delta P_{mts} = 0$, otrzymuje się przybliżoną zależność na straty tarcia

$$\Delta P_{mt} = C_M (S_i J_2^{-1})^{\frac{3}{4}} \left[Q_{mtg} (S_i J_2^{-1})^{\frac{1}{2}} \beta^{\frac{1}{4}} (1 + \beta) + Q'_{mtp} \beta^{-\frac{1}{4}} + Q''_{mtp} \beta^{\frac{3}{4}} \right] \quad (5.64)$$

5.2.2. Straty wentylacyjne

Straty wentylacyjne zależą od mocy turbogeneratorsa, z którą są związane straty wydzielane w maszynie, od zastosowanego czynnika chłodzącego i rozwiązania drogi jego przepływu. W turbogeneratorach największych mocy o bezpośrednim wodnym lub olejowym chłodzeniu uzwojeń i rdzenia stojana straty te są małe w porównaniu ze stratami tarcia i można je pominąć przy doborze współczynników β , λ . Straty wentylacyjne w turbogeneratorach o chłodzeniu gazowym w szczególności powietrznym są znaczne (nawet nieco większe od strat tarcia), lecz ustalenie ich zależności od współczynników β , λ jest skomplikowane głównie ze względu na trudności związane z ustaleniem odpowiednich zależności na opory dróg przepływu gazu.

Można przyjąć, że niezależnie od mocy turbogeneratorsa opory dróg przepływu gazu powodują straty wentylacyjne ΔP_{mw} proporcjonalne do łącznych strat ($\Delta P_{en} + \Delta P_{mtg}$) wydzielanych w maszynie. Współczynnik proporcjonalności C_{mw} będzie przy tym zależny od rodzaju gazu (powietrze, wodór), ciśnienia wodoru i dopuszczalnego przyrostu temperatury gazu zależnego od klas izolacji uzwojeń. Łączne straty wydzielane w maszynie, przy określonym dopuszczalnym przyroście temperatury gazu, decydują o niezbędnej ilości gazu, jaka powinna przepływać w jednostce czasu

$$\Delta P_{mw} = C_{mw} (\Delta P_{en} + \Delta P_{mtg}) \quad (5.65)$$

przy czym:

ΔP_{en} - określa wyrażenie (5.54),

ΔP_{mtg} - określa wyrażenie (5.58).

Przybliżoną wartość współczynnika C_{mw} można określić na podstawie danych projektowych wykonanych turbogeneratorów, np. dla turbogeneratorów o

chłodzeniu powietrznym i radialnym systemie wentylacji $C_{mw} = (0,15-0,2)$.
Jeśli wyrażenia (5.64), (5.65) wprowadzić do równania (5.55) i uwzględnić
zależność (5.58), otrzymuje się zależność na straty mechaniczne

$$\Delta P_{mn} = C_M (S_i J_2^{-1})^{\frac{3}{4}} \left[Q_{mtg} (1 + C_{mw}) S_i^{\frac{1}{2}} J_2^{-\frac{1}{2}} \beta^{\frac{1}{4}} (1 + \beta) + \right. \\ \left. + Q_{mtp} \beta^{-\frac{1}{4}} + Q_{mtp} \beta^{\frac{3}{4}} \right] + C_{mw} \Delta P_{en} \quad (5.66)$$

przy czym: ΔP_{en} - określa wyrażenie (5.54).

Wyrażenie (5.66) określa straty mechaniczne.

Dla turbogeneratorów o bezpośrednim wodnym lub olejowym chłodzeniu,
straty wentylacyjne można pominąć, a przez to uprościć wyrażenie na straty
mechaniczne.

Wprowadzając wyrażenia (5.54) i (5.66) do równania (5.1), otrzymuje się
zależność na całkowite straty elektromagnetyczne i mechaniczne w turboge-
neratorze

$$\Delta P_n = C_M (1 + C_{mw}) (S_i J_2^{-1})^{\frac{3}{4}} \left\{ Q_{cu2} J_2^2 \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + k_2 \beta^{\frac{3}{4}} \right) + \right. \\ + Q_{cu1} J_2^2 \lambda^{-1} \left(k \beta^{-\frac{1}{4}} - 2 C_d k J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} + k_1 \beta^{\frac{3}{4}} - k_1 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \beta \right) + \\ + \left[Q_{Fz} \lambda + Q_{dz10} \left[1 + \left(\frac{X_{adr} + X_{sr}}{1,1} \right)^2 \right] \lambda + Q_{Fj} (1 + 2\lambda + \lambda_j) + \right. \\ \left. + Q_{dj10} \left[1 + \left(\frac{X_{adr} + X_{sr}}{1,1} \right)^2 \right] (1 + 2\lambda + \lambda_j) + \right. \quad (5.67) \\ \left. + Q_{dzp0} J_2^{-\frac{5}{2}} (S_i \beta)^{-\frac{3}{2}} \lambda \right\} \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) + \\ + Q_{dpz0} S_i^{\frac{3}{8}} (J_2 \beta)^{\frac{1}{8}} + Q_{dpz} S_i^{\frac{1}{4}} J_2^{-\frac{1}{4}} \left[1 + 3 C_d J_2^{\frac{3}{4}} (S_i \beta)^{\frac{1}{4}} \right] + \\ + Q_{mtg} S_i^{\frac{1}{2}} J_2^{-\frac{1}{2}} \beta^{\frac{1}{4}} (1 + \beta) + \frac{1}{1 + C_{mw}} \left(Q_{mtp} \beta^{-\frac{1}{4}} + Q_{mtp} \beta^{\frac{3}{4}} \right) \left. \right\}$$

Wyrażenie (5.67) określa zależności strat w turbogeneratorze od współczynników β , λ , gęstości prądu wzbudzenia i mocy wewnętrznej. Wyrażenie to może być wykorzystane do wyznaczenia współczynników β , λ i gęstości prądu wzbudzenia, przy których uzyskuje się minimum strat (maksymalną sprawność) lub minimum łącznych kosztów elementów elektromagnetycznie czynnych i energii strat wydzielanych w turbogeneratorze w okresie jego eksploatacji.

6. DOBÓR WSPÓŁCZYNNIKÓW β , λ I GĘSTOŚCI PRĄDU WZBUDZENIA

W rozdziałach 4 i 5 wyprowadzono zależności na masę elementów elektromagnetycznie czynnych i straty mocy czynnej w warunkach znamionowych, jako funkcje współczynników β , λ i gęstości prądu wzbudzenia. Zależności te stanowią podstawę dla doboru współczynników β , λ i gęstości J_2 prądu wzbudzenia, przy czym dobór można przeprowadzić, dążąc do uzyskania:

- minimum kosztu elementów elektromagnetycznie czynnych turbogeneratorsa,
- minimum strat (maksymalnej sprawności) turbogeneratorsa w znamionowych warunkach pracy,
- minimum łącznych kosztów elementów elektromagnetycznie czynnych i strat energii w turbogeneratorsie w okresie jego eksploatacji.

Stosowanie jednego z podanych kryteriów doboru współczynników β , λ i gęstości prądu wzbudzenia zależy od "stosunku" (producent, użytkownik, producent i równocześnie użytkownik) do turbogeneratorsa. Producent dąży do uzyskania minimalnego kosztu elementów elektromagnetycznie czynnych, natomiast użytkownik dąży do eksploatacji turbogeneratorsów o możliwie dużej sprawności. Jeżeli producent turbogeneratorsa będzie równocześnie jego użytkownikiem, wówczas dąży się do uzyskania minimum łącznych kosztów elementów elektromagnetycznie czynnych i energii strat wydzielanych w turbogeneratorsie w okresie jego eksploatacji.

Dobór współczynników β , λ i gęstości prądu wzbudzenia ze względu na koszt elementów elektromagnetycznie czynnych można przeprowadzić, jeżeli jest znana zależność kosztu od wymienionych wielkości. Zależność tę można ustalić korzystając z wyrażenia (4.42) na masę elementów elektromagnetycznie czynnych. Jeżeli przez M_F oznaczyć koszt 1 kg blach, z których jest wykonywany rdzeń stojana, wówczas koszt elementów czynnych

$$\begin{aligned}
 M_e = & C_M M_F (S_i J_2^{-1})^{\frac{3}{4}} \left\{ m_{F2} C_{F2} \beta^{-\frac{1}{4}} + (m_{cu2} C_{cu2} + m_{i2} C_{i2}) \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + k_2 \beta^{\frac{3}{4}} \right) + \right. \\
 & \left. + (C_{F11} + C_{F12} \lambda) \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) + \right. \\
 & \left. + (m_{cu1} C_{cu1} + m_{i1} C_{i1}) \lambda \left[\beta^{-\frac{1}{4}} + 2 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} + k_1 \beta \left(\beta^{-\frac{1}{4}} + 3 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \right) \right] \right\}
 \end{aligned}$$

(6.1)

przy czym:

m_{F2} , m_{cu2} , m_{i2} , m_{cu1} , m_{i1} - stosunki kosztu 1 kg stali wirnika, miedzi uzwojenia wzbudzenia, izolacji uzwojenia wzbudzenia, miedzi uzwojenia twornika, izolacji uzwojenia twornika do kosztu 1 kg blach stojana.

Współczynniki β , λ i gęstość J_2 prądu wzbudzenia, przy których uzyskuje się minimum kosztu elementów elektromagnetycznie czynnych, wyznacza się, określając minimum funkcji określonej wyrażeniem (6.1).

Z wyrażenia (6.1) wynika, że koszt elementów elektromagnetycznie czynnych

- nie posiada ekstremum ze względu na współczynnik λ i gęstość J_2 prądu wzbudzenia i dążąc do jego zmniejszenia należy zmniejszać współczynnik λ lub powiększać gęstość prądu wzbudzenia,
- wykazuje ekstremum (minimum) ze względu na współczynnik β , przy czym współczynnik β_k , przy którym uzyskuje się minimum kosztu, można wyznaczyć z równania

$$m_{F2} C_{F2} + m_{cu2} C_{cu2} + m_{i2} C_{i2} + C_{F11} + C_{F12} \lambda + (m_{cu1} C_{cu1} + m_{i1} C_{i1}) \lambda +$$

$$- 3 \left[(m_{cu2} C_{cu2} + m_{i2} C_{i2}) k_2 + (m_{cu1} C_{cu1} + m_{i1} C_{i1}) \lambda k_1 \right] \beta_k +$$
(6.2)

$$- 12 (m_{cu1} C_{cu1} + m_{i1} C_{i1}) \lambda k_1 C_d J_2^{\frac{3}{4}} S_i^{\frac{1}{4}} \beta_k^{\frac{5}{4}} = 0$$

Dla określonej mocy wewnętrznej S_1 i określonych kosztów jednostkowych poszczególnych elementów czynnych współczynnik β_k zależy od współczynnika λ i gęstości J_2 prądu wzbudzenia, czyli od stopnia wykorzystania uzwojeń. Współczynnik β_k należy dobierać dla wartości λ i J_2 , przy których uzwojenia o określonym systemie chłodzenia są w pełni wykorzystane pod względem cieplnym, ponieważ koszt elementów czynnych zmniejsza się przy powiększeniu gęstości prądu wzbudzenia i zmniejszeniu współczynnika λ .

Dobór współczynnika β_k wygodniej jest przeprowadzać na podstawie sporządzonych zależności $M_e = f(\beta, J_2)$ przy $S_1 = \text{const}$ i parametrycznych zmianach współczynnika λ . Pozwala to nie tylko na określenie współczynnika β_k , ale również na ocenę wpływu odstępstwa od wartości β_k na koszt elementów elektromagnetycznie czynnych.

Koszty jednostkowe poszczególnych elementów elektromagnetycznie czynnych nie są stałe, lecz zmieniają się w czasie, np. ze względu na wprowadzenie nowych technologii otrzymywania materiałów lub nowych odkryć złóż surowców. Z tego powodu dobór współczynnika β_k jest utrudniony i należy go przeprowadzać, biorąc pod uwagę aktualne koszty jednostkowe przy uwzględnieniu ich przewidywanych zmian w latach, w których projektowany tur-

bogenerator będzie produkowany. Jeżeli turbogenerator o określonym rozwiązaniu jest produkowany zbyt długo, to zachodzi konieczność opracowania nowej jego wersji przy uwzględnieniu między innymi nowych kosztów jednostkowych elementów elektromagnetycznie czynnych.

Dobór współczynników β , λ i gęstości J_2 prądu wzbudzenia ze względu na maksymalną sprawność (minimalne straty) turbogeneratorsa pracującego w warunkach znamionowych wynika z zależności (5.67) na całkowite straty. Skomplikowana forma tej zależności powoduje, że nie można podać wyrażeń na współczynniki β , λ i gęstość J_2 prądu wzbudzenia przy maksymalnej sprawności. Współczynniki β , λ i gęstość J_2 prądu wzbudzenia wygodniej jest wyznaczać, sporządzając zależności $\Delta P_n = f(\beta, J_2)$ przy $S_1 = \text{const}$ i przy parametrycznych zmianach współczynnika λ . Sporządzenie takich zależności umożliwia ponadto ocenę wpływu odstępstwa od wartości β , λ , J_2 na straty (sprawność) turbogeneratorsa. Dobór współczynników β , λ i gęstości prądu wzbudzenia należy przeprowadzać dążąc do uzyskania minimalnego łącznego kosztu elementów elektromagnetycznie czynnych i strat energii w turbogeneratorsie w okresie jego eksploatacji.

Zdyskontowany całkowity koszt elementów elektromagnetycznie czynnych i strat energii w turbogeneratorsie w okresie jego eksploatacji

$$M_c = M_e + 10^{-3} \Delta P_n b \sum_{i=1}^T H_i b_{di} \quad (6.3)$$

przy czym:

M_e - koszt elementów elektromagnetycznie czynnych (określa wyrażenie 6.1),

ΔP_n - straty w warunkach znamionowych (określa wyrażenie 5.67),

b - koszt 1 kWh energii elektrycznej,

b_{di} - czynnik dyskontujący w i -tym roku,

H_i - liczba godzin pracy turbogeneratorsa w i -tym roku,

T - okres eksploatacji turbogeneratorsa (w latach).

Współczynniki β_0 , λ_0 i gęstość J_{20} prądu wzbudzenia przy minimalnym całkowitym koszcie elementów elektromagnetycznie czynnych i strat energii w turbogeneratorsie w okresie jego eksploatacji wyznacza minimum funkcji określonej zależnością (6.3). Skomplikowana forma zależności (6.3) powoduje, że jest wygodniej określać wartości β_0 , λ_0 , J_{20} , sporządzając zależności $M_c = f(\beta, J_2)$ przy $S_1 = \text{const}$ i przy parametrycznych zmianach współczynnika λ . W tym przypadku uzyskuje się dodatkowo możliwość oceny wpływu odstępstwa od wartości β_0 , λ_0 , J_{20} na łączny koszt elementów elektromagnetycznie czynnych i strat energii w okresie eksploatacji turbogeneratorsa.

Dobór β_0 , λ_0 , J_{20} , podobnie jak dobór współczynnika β_k , jest dodatkowo utrudniony ze względu na zmieniające się w czasie koszty jednostkowe poszczególnych elementów czynnych oraz koszt 1 kWh energii elektrycznej. Do-

bór ten należy więc przeprowadzać przy uwzględnieniu przewidywanych zmian kosztów jednostkowych poszczególnych elementów czynnych i energii elektrycznej.

W zależności od przyjętego kryterium doboru współczynników β , λ i gęstości prądu wzbudzenia otrzymuje się różne wartości tych wielkości. Wartości β , λ , J_2 optymalne ze względu na przyjęte kryterium doboru nie zawsze można stosować, ze względu na:

- konieczność ograniczenia średnicy wirnika ze względu na naprężenia mechaniczne powodowane siłą odśrodkową,
- konieczność ograniczenia długości wirnika ze względu na drgania wału,
- trudności konstrukcyjne związane z odprowadzeniem strat wydzielanych w uzwojeniach w szczególności w uzwojeniu wzbudzenia.

Graniczne wymiary wirnika ze względu na wytrzymałość mechaniczną wynoszą: średnica $D_{2g} \approx 1,27$ m, długość $l_{2g} \approx 6,5$ m. Konieczność ograniczenia wymiarów wirnika powoduje, że gęstość prądu wzbudzenia musi spełniać warunek

$$J_2 \geq \frac{S_1 C k_a}{f B_2 D_{2g}^3 k_{2g} \xi \gamma k_{ou2}} \quad (6.4)$$

Warunek ten wynika z zależności (3.8) i określa przedział gęstości prądu wzbudzenia, przy której można zbudować turbogenerator o określonej mocy. Zapewnienie odpowiedniej gęstości prądu wzbudzenia wymaga wprowadzenia systemu chłodzenia uzwojenia wzbudzenia, o dostosowanej zdolności odprowadzania strat przy określonym przyroście temperatury pomiędzy uzwojeniem a czynnikiem chłodzącym.

Systemem chłodzenia uzwojenia wzbudzenia, który z zapasem umożliwia zastosowanie pożądanej gęstości prądu wzbudzenia, jest system bezpośredniego chłodzenia wodą. System ten cechuje utrudniona technologia wykonywania uzwojenia wzbudzenia i dodatkowe koszty i dlatego jest stosowany tylko w turbogeneratorach największych mocy. Budowa turbogeneratorów największych mocy wymaga stosowania bezpośredniego wodnego chłodzenia uzwojenia wzbudzenia ze względu na konieczność odprowadzania dużych strat wzbudzenia, ponieważ zachowanie nierówności (6.4) wymaga stosowania znacznych gęstości prądów wzbudzenia.

W turbogeneratorach małych i średnich mocy wystarcza gazowy system chłodzenia uzwojenia wzbudzenia, przy czym dla chłodzenia bezpośredniego gazem jest wodór, natomiast dla chłodzenia pośredniego gazem jest powietrze lub wodór. Dopuszczalna gęstość prądu wzbudzenia, przy bezpośrednim w dorowym chłodzeniu uzwojenia wzbudzenia, zależy od rozwiązania dróg przepływu wodoru oraz ciśnienia i prędkości przepływu wodoru. Głównie przez dobór ciśnienia i prędkości przepływu wodoru można zapewnić takie warunki chłodzenia uzwojenia wzbudzenia, które pozwalają na stosowanie pożądanej gęstości prądu wzbudzenia. W turbogeneratorach o pośrednim chłodzeniu

uzwojenia wzbudzenie dopuszczalny spadek temperatury ΔT_p pomiędzy powierzchnią wirnika a gazem zależy od klasy izolacji uzwojenia, jej przewodności cieplnej oraz od przewodności cieplnej odkuwki wirnika. Spadek ten dla określonej izolacji uzwojenia wzbudzenia jest praktycznie stały. Dla turbogeneratorów o pośrednim chłodzeniu uzwojenia wzbudzenia musi być spełniona nierówność:

$$\Delta T_p \gg \frac{Q_p}{\alpha_p} \quad (6.5)$$

przy czym:

Q_p - obciążenie cieplne powierzchni wirnika, czyli ilość strat wydzielanych z jednostki powierzchni wirnika,

α_p - współczynnik oddawania ciepła z powierzchni wirującego wirnika (moc strat odprowadzanych z jednostki powierzchni wirnika przy 1°C spadku temperatury pomiędzy powierzchnią wirnika a gazem).

Ilość strat wydzielanych na długości 1 m żłobka wirnika

$$\Delta P_{z2} = J_2^2 \frac{S_{z2} k_{cu2}}{\gamma_{cu}} \quad (6.6)$$

a przy uwzględnieniu zależności (2.6)

$$\Delta P_{z2} = \frac{\pi}{8 N_2 \gamma_{cu}} J_2^2 D_2^2 \xi k_{cu2} \quad (6.7)$$

Obciążenie cieplne powierzchni wirnika

$$Q_2 = \frac{\Delta P_{z2}}{\pi D_2} \pi_2 = \frac{1}{8 \gamma_{cu}} J_2^2 D_2^2 \xi k_{cu2} \quad (6.8)$$

Według pracy [44] współczynnik oddawania ciepła z powierzchni wirującego wirnika

$$\alpha_p = \frac{1 + 0,125\pi D_2 n}{450} \xi_p \cdot 10^4 \quad (6.9)$$

przy czym:

n - prędkość obrotowa wirnika,

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

W przypadku turbo generatorów $[n = 50 \frac{\text{obr}}{\text{s}}, D_2 = (0,7+1,25) \text{ m}]$ można posługiwać się zależnością przybliżoną na współczynnik oddawania ciepła z powierzchni wirującego wirnika

$$\alpha_p \approx \frac{0,125 \pi D_2 n}{450} \epsilon_p \cdot 10^4 \quad (6.10)$$

Wprowadzając wyrażenia (6.8) i (6.10) do nierówności (6.5)

$$J_2 \leq 100 \left(\frac{\pi r_{\text{cu}} n \epsilon_p \Delta T_p}{450 k_{\text{cu}2}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (6.11)$$

Dopuszczalna gęstość prądu wzbudzenia przy pośrednim chłodzeniu uzwojenia wzbudzenia zależy praktycznie wyłącznie od rodzaju gazu chłodzącego i jego ciśnienia oraz od dopuszczalnego spadku temperatury pomiędzy powierzchnią wirnika a gazem chłodzącym, który z kolei zależy głównie od klasy izolacji uzwojenia wzbudzenia.

Wymagana gęstość prądu wzbudzenia, np. optymalna ze względu na straty w turbogeneratorze, musi spełniać nierówności (6.4) i (6.11). Jeżeli wymagana gęstość prądu wzbudzenia jest większa od gęstości dopuszczalnej dla określonego chłodzenia uzwojenia wzbudzenia, wówczas należy powiększyć odpowiednio dopuszczalną gęstość prądu przez powiększenie intensywności chłodzenia. Uzyskuje się to przez zastąpienie np. chłodzenia powietrznego chłodzeniem wodorowym o różnym ciśnieniu wodoru. Wprowadzenie zmiany czynnika chłodzącego lub rodzaju chłodzenia (pośrednie, bezpośrednie) wymaga rozwiązania szeregu trudnych zagadnień technicznych związanych z realizacją układu chłodzenia. Trudności te powodują, że odstępuje się od optymalnych gęstości prądu wzbudzenia. Rezultatem takich odstępstw są turbogeneratory o tej samej lub zbliżonej mocy, lecz o różnych rodzajach chłodzenia, budowane przez różnych producentów.

7. UZWOJENIA

Uzwojenia turbogeneratorsa sã uzwojeniami rozkãozonymi. Budowa okreœlonego uzwojenia zale¿y gãównie od roli, jakã ma ono speãniaã oraz od stosowanego rodzaju chãłodzenia. Dã¿y siã przy tym, aby przez odpowiednie rozwiãzanie:

- uzwojenia wzbudzenia mo¿na byão uzyskaã rozkãlad przestrzenny indukcji magnetycznej wzdãu¿ rozwiniãtego obwodu wirnika zbli¿ony do rozkãladu sinusoidalnego,
- uzwojenia twornika mo¿na byão uzyskaã mo¿liwie du¿ã siãã elektromotorycznã o przebiegu czasowym zbli¿onym do przebiegu sinusoidalnego.

7.1. Uzwojenie wzbudzenia

Uzwojenie wzbudzenia jest rozkãozone w ¿ãobkach wirnika zajmujãcych okoão 2/3 obwodu wirnika, ktãorych liczba Z_2 zale¿y od œrednicy wirnika (patrz wyra¿enia 2.1 i 2.2), przy czym powinna to byã liczba bãdãca krotnoœciã liczby 4. Spotykane liczby ¿ãobkãów wirnika $Z_2 = 24, 28, 32, 36, 40, 44, 48$.

Z wyra¿eñ (2.4) i (2.6) wynika, ¿e:

- szerokoœã ¿ãobka wirnika o ksztãacie prostokãtnym lub minimalna szerokoœã ¿ãobka wirnika o ksztãacie trapezowym

$$b_{z2} = \frac{\pi}{2} \frac{D_2}{N_2} \sqrt{\xi} \quad (7.1)$$

- wysokoœã ¿ãobka wirnika

$$h_{z2} = 0,25 D_2 \sqrt{\xi} \quad (7.2)$$

Szerokoœã ¿ãobka wirnika jest wiãc praktycznie staãa ($D_2/N_2 \approx \text{const}$, $\xi \approx \text{const}$) i nie zale¿y od œrednicy wirnika, natomiast wysokoœã ¿ãobka wirnika jest proporcjonalna do œrednicy wirnika.

Szerokoœã b_2 przewodu nawojowego uzwojenia wzbudzenia jest równa w przybli¿eniu szerokoœci ¿ãobka wirnika. Wysokoœã h_2 przewodu nawojowego powinna byã mo¿liwie du¿ã, aby mo¿na byão uzyskaã du¿y wspããczynnik zapeãnienia miedziã ¿ãobka wirnika. Wysokoœã ta mo¿e byã ograniczana przez maksymalny dopuszczalny prãd obciã¿zenia ¿ródãa wzbudzenia, mo¿liwoœci przepuszczenia prãdu przez szczãotki i pierœcienie œlizgowe oraz trudno-

ści związane z gięciem przewodów dla uformowania połączeń czołowych. Jeżeli ograniczenie wysokości przewodu nawojowego wynika z trudności gięcia przewodów, wówczas wprowadza się gałęzie równoległe. Dobór wysokości przewodu nawojowego i liczby gałęzi równoległych sprowadza się do doboru napięcia wzbudzenia.

Napięcie wzbudzenia w warunkach znamionowych

$$U_{2n} = R_2 I_{2n} \quad (7.3)$$

Jeżeli do wyrażenia (7.3) wprowadzić zależności na:

- prąd wzbudzenia w warunkach znamionowych

$$I_{2n} = b_2 h_2 a_2 J_2 \quad (7.4)$$

przy czym:

b_2, h_2 - szerokość i wysokość przewodu nawojowego,

a_2 - liczba gałęzi równoległych,

- średnią długość zwoju uzwojenia wzbudzenia

$$l_{z2} = 2(l_2 + k_2 D_2) \quad (7.5)$$

- rezystancję uzwojenia wzbudzenia

$$R_2 = \frac{2 z_2 l_{z2}}{\gamma_{cu} b_2 h_2 a_2} \quad (7.6)$$

przy czym:

z_2 - liczba zwojów uzwojenia wzbudzenia przypadająca na jeden biegun,

otrzymuje się:

$$U_{2n} = \frac{4 J_2 z_2 (l_2 + k_2 D_2)}{\gamma_{cu}} \quad (7.7)$$

Przepływ w warunkach znamionowych

$$\theta_{wn} = I_{2n} z_2 = b_2 h_2 a_2 J_2 z_2 = \theta_{wm} \quad (7.8)$$

Z porównania zależności (7.8) i (2.7)

$$J_2 z_2 = \frac{D_2^2 J_2 \xi \gamma_{cu}^k}{32 b_2 h_2 a_2} \quad (7.9)$$

Wprowadzając wyrażenie (7.9) do zależności (7.7)

$$U_{2n} = \frac{\pi D_2^2 (1_2 + k_2 D_2) J_2 \gamma k_{cu2}}{8 \gamma_{cu} b_2 h_2 a_2} \quad (7.10)$$

Napięcie wzbudzenia zależy więc od $h_2 a_2$, tj. iloczynu wysokości przewodu nawojowego i liczby gałęzi równoległych. Dobór iloczynu $h_2 a_2$ należy przeprowadzić, biorąc pod uwagę rodzaj i własności źródła wzbudzenia oraz sposób doprowadzenia prądu do uzwojenia wzbudzenia. Źródło napięcia wzbudzenia może być połączone z uzwojeniem wzbudzenia bezpośrednio lub za pośrednictwem szcotek i pierścieni ślizgowych. Przy zasilaniu uzwojenia wzbudzenia poprzez pierścienie ślizgowe prąd wzbudzenia jest ograniczony względami obciążalności dopuszczalnej szcotek i zachodzi konieczność powiększania napięcia wzbudzenia (poprzez zmniejszanie iloczynu $h_2 a_2$). W rozpatrywanym przypadku rolę źródła napięcia wzbudzenia spełnia prądnicą prądu stałego tzw. wzbudnica lub prostownik sterowany zasilany z sieci. Jeżeli źródłem napięcia wzbudzenia jest wzbudnica, wówczas prąd wzbudzenia może być dodatkowo ograniczony trudnościami budowy maszyn komutatorowych prądu stałego o małym napięciu i o dużym prądzie. Przy bezpośrednim zasilaniu uzwojenia wzbudzenia eliminuje się ograniczenie prądu wzbudzenia, jakie daje kontakt szcotkowy. Źródłem napięcia zasilania uzwojenia wzbudzenia jest wtedy specjalna (o odwróconym układzie wirnik - stojan) prądnicą synchroniczna osadzona na wale turbogeneratorskiego i wyposażona w układ prostowniczy tzw. prądnicą synchroniczną z wirującymi prostownikami. W tym przypadku dobór napięcia zasilania uzwojenia wzbudzenia należy przeprowadzać kompleksowo przy uwzględnieniu wpływu tego napięcia na prądnicę z wirującymi prostownikami.

Należy podkreślić, że stosowanie prądnic synchronicznych z wirującymi prostownikami jako źródła wzbudzenia napotyka na szereg ograniczeń wynikających z trudności realizacji, np. szybkiego odwzbudzenia, pomiaru prądu wzbudzenia.

7.2. Uzwojenie twornika

Uzwojenie twornika turbogeneratorskiego jest zwykle uzwojeniem trójfazowym symetrycznym umieszczonym w żłobkach stojana. Uzwojenie to dla zachowania symetrii oddziaływania twornika pod biegunami wykonuje się o całkowitej liczbie q żłobków na biegun i fazę. Przy całkowitej liczbie q , liczba żłobków stojana

$$Z_1 = 6q \quad (7.11)$$

jest krotnością liczby 6.

Z liczbą żłobków stojana są między innymi związane straty dodatkowe

- wytwarzane na powierzchni wirnika przez harmoniczne indukcji magnetycznej wytworzonej przez zębowe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu oddziaływania twornika,
- wytwarzane na powierzchni wirnika przez harmoniczne indukcji magnetycznej wytworzonej przez harmoniczne zębowe rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia.

Dla ograniczenia tych strat dodatkowych liczba żłobków stojana powinna spełniać nierówności (5.20) i (5.21), które przy uwzględnieniu wyrażenia na podziałkę żłobkową stojana

$$t_{z1} = \frac{\pi D_1}{z_1} \quad (7.12)$$

przyjmują postać

$$z_1 > 0,5 \frac{\pi D_1}{\delta} \quad (7.13)$$

$$9\pi D_1 \leq z_1 < 15\pi D_1 \quad (7.14)$$

Dobór liczby żłobków stojana zależy w znacznym stopniu od tego, czy napięcie znamionowe uzwojenia twornika jest narzucone czy też może być wynikiem optymalnego rozwiązania turbogeneratorsa. Napięcia znamionowe uzwojeń tworników turbogeneratorów małych mocy są narzucone, ponieważ muszą być dostosowane do typowych napięć 6, 10 kV sieci elektroenergetycznej przemysłowej. W turbogeneratorach średnich i dużych mocy napięcia znamionowe uzwojeń tworników nie są narzucone, ponieważ turbogeneratory te pracują na sieć elektroenergetyczną poprzez transformator blokowy. Jeżeli napięcie znamionowe uzwojenia twornika nie jest narzucone, dobór liczby żłobków należy przeprowadzić, dążąc do zachowania nierówności (7.13) i (7.14), przy czym należy przyjąć liczbę żłobków będącą krotnością liczby 6. Spotykane są następujące liczby żłobków stojana: $z_1 = 24, 30, 36, 42, 48, 54, 60, 66, 72$.

Szerokość żłobka b_{z1} stojana, przy określonej średnicy wewnętrznej i liczbie żłobków stojana, jest praktycznie stała ($b_{z1} = \lambda_1 t_{z1}$, przy czym $\lambda_1 = 0,42 \pm 0,5$).

Wysokość żłobka h_{z1} stojana wyznacza zależność $h_{z1} = \lambda D_1$ przy optymalnym współczynniku λ ze względu na założone kryterium doboru. Na szerokości żłobka stojana znajduje się jeden pręt uzwojenia twornika, natomiast na szerokości pręta mieszczą się dwa przewody elementarne dla łatwiejszej realizacji przepięceń.

Łączna szerokość miedzi obu przewodów elementarnych

$$b_{cu1} = 2 b_1 = b_{z1} - b_1 \quad (7.15)$$

przy czym:

- b_1 - szerokość przewodu elementarnego,
- b_{z1} - grubość izolacji na szerokości pręta.

Wzdłuż wysokości żłobka stojana może znajdować się n prętów uzwojenia twornika, przy czym wzdłuż wysokości każdego z nich znajduje się m przewodów elementarnych.

Łączna wysokość miedzi wzdłuż wysokości żłobka stojana

$$h_{cu1} = m n h_1 \approx h_{z1} - m n h_1 \quad (7.16)$$

przy czym:

- h_1 - wysokość przewodu elementarnego,
- h_{z1} - podwójna grubość izolacji przewodu elementarnego.

Prąd w żłobku stojana

$$I_{z1} = J_1 b_{z1} h_{z1} k_{cu1} \quad (7.17)$$

i przy określonych wymiarach żłobka i określonej gęstości prądu twornika jest praktycznie stały.

Straty na długości 1 m żłobka stojana w temperaturze 50°C i przy częstotliwości 50 Hz [44]

$$\Delta P_{z1} = \frac{I_{z1}^2}{2 b_1 h_1 m n \gamma_{cu50}} \left[1 + 0,107 \cdot 10^8 (m n)^2 \left(\frac{b_{cu1}}{b_{z1}} \right)^2 h_1^4 \right] \quad (7.18)$$

a przy uwzględnieniu zależności (7.16)

$$\Delta P_{z1} = \frac{I_{z1}^2}{2 b_1 \gamma_{cu50}} \left[\frac{1}{h_{z1} - m n h_1} + \frac{(h_{z1} - m n h_1)^3}{(m n)^2} \right] \quad (7.19)$$

przy czym: $d = 0,107 \cdot 10^8 \left(\frac{b_{cu1}}{b_{z1}} \right)^2$.

Przy określonych wymiarach żłobka straty na długości 1 m żłobka stojana zależą więc od liczby $(m n)$ elementarnych przewodów wzdłuż wysokości żłobka i podwójnej grubości h_1 izolacji przewodu elementarnego. Badając zależność (7.19) względem liczby $(m n)$ przewodów elementarnych na wysokości żłobka przy przyjęciu $h_{z1} = \text{const}$, $h_1 = \text{const}$ można stwierdzić, że zależność ta ma ekstremum (minimum). Liczbę $(m n)_0$ przewodów elementarnych, przy której osiąga się minimalne straty jednostkowe w żłobku stojana, można wyznaczyć rozwiązując równanie:

$$\begin{aligned}
 & (m n)_0^5 h_1^5 d - (m n)_0^4 2 h_{z1} h_1^4 d - (m n)_0^3 (h_1 + 2 h_{z1}^2 h_1^3 d) + \\
 & \quad (7.20) \\
 & + (m n)_0^2 8 h_{z1}^3 h_1^2 d - (m n)_0 7 h_{z1}^4 h_1 d + 2 h_{z1}^5 d = 0
 \end{aligned}$$

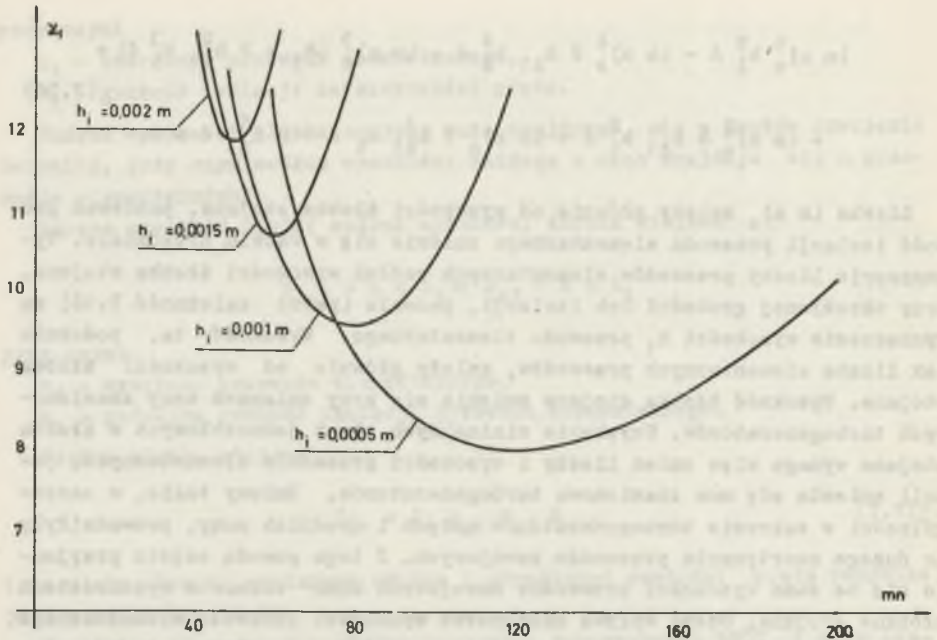
Liczba $(m n)_0$ zależy głównie od wysokości żłobka stojana, ponieważ grubość izolacji przewodu elementarnego zmienia się w wąskim przedziale. Wyznaczenie liczby przewodów elementarnych wzdłuż wysokości żłobka stojana, przy określonej grubości ich izolacji, pozwala (patrz zależność 7.16) na wyznaczenie wysokości h_1 przewodu elementarnego. Wysokość ta, podobnie jak liczba elementarnych przewodów, zależy głównie od wysokości żłobka stojana. Wysokość żłobka stojana zmienia się przy zmianach mocy znamionowych turbogeneratorów. Uzyskanie minimalnych strat jednostkowych w żłobku stojana wymaga więc zmian liczby i wysokości przewodów elementarnych, jeżeli zmienia się moc znamionowa turbogeneratorów. Zmiany takie, w szczególności w zakresie turbogeneratorów małych i średnich mocy, prowadziłyby do dużego asortymentu przewodów nawojowych. Z tego powodu często przyjmuje się te same wysokości przewodów nawojowych mimo różnic w wysokościach żłobków stojana. Ocenę wpływu odstępstwa wysokości przewodu elementarnego (liczby przewodów elementarnych wzdłuż wysokości żłobka) od wartości optymalnej na straty jednostkowe w żłobku stojana można przeprowadzić, posługując się zależnościami

$$\gamma_1 = \frac{1}{h_{z1} - m - n h_1} + d \frac{(h_{z1} - m n h_1)^3}{(m n)^2} \quad (7.21)$$

jako funkcjami liczby $(m n)$ przewodów elementarnych przy parametrycznych zmianach wysokości żłobka stojana i grubości izolacji przewodu elementarnego. Jedną z takich zależności dla $h_{z1} = 0,20$ m, $\frac{bcu1}{b_{z1}} = 0,65$ i parametrycznych zmian h_1 przedstawiono na rys. 7.1. Na podstawie rys. 7.1 można stwierdzić, że liczba przewodów elementarnych, przy której uzyskuje się minimalne straty w żłobku o określonej wysokości, powiększa się przy zmniejszaniu grubości izolacji przewodów elementarnych. Oznacza to, że zmniejszaniu grubości izolacji przewodów elementarnych powinno towarzyszyć zmniejszanie się wysokości przewodu elementarnego.

Jeżeli wzdłuż wysokości żłobka stojana znajduje się n jednakowych prętów uzwojenia twornika, przy czym wzdłuż wysokości każdego z nich znajduje się m przewodów elementarnych, wówczas średni współczynnik strat dodatkowych

$$k = 1 + 0,107 \cdot 10^8 (m n)^2 \left(\frac{bcu1}{b_{z1}} \right)^2 h_1^4 \quad (7.22)$$



Rys. 7.1. Zależność $\alpha_1 = f(mn)$ przy wysokości żłobka stojana $h_{z1} = 0,2$ m stosunku szerokości miedzi do szerokości żłobka stojana $b_{cu1}/b_{z1} = 0,65$ i parametrycznych zmianach grubości h_i izolacji przewodów elementarnych

Straty dodatkowe nie rozkładają się równomiernie na poszczególne pręty znajdujące się w żłobku [13].

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

$$\frac{\Delta P_{di}}{\Delta P_{d1}} = \frac{k_i - 1}{k_1 - 1} \quad (7.23)$$

przy czym:

- k_i - współczynnik strat dodatkowych w i -tym pręcie,
- k_1 - współczynnik strat dodatkowych w pierwszym pręcie.

Średni współczynnik strat dodatkowych dla prętów od pierwszego do i -tego

$$k_{si} = (k - 1) \left(\frac{i}{n}\right)^2 + 1 \quad (7.24)$$

przy czym: k - określa wyrażenie (7.22).

Z bilansu strat dodatkowych

$$(k_{s1} - 1) = \frac{1}{i} \sum_{v=1}^i (k_v - 1) \quad (7.25)$$

Na podstawie równania (7.25)

$$i k_{s1} = \sum_{v=1}^i k_v \quad (7.26)$$

$$k_i = i k_{s1} - \sum_{v=1}^{i-1} k_v \quad (7.27)$$

$$\sum_{v=1}^{i-1} k_v = (i - 1) k_{s(i-1)} \quad (7.28)$$

Wprowadzając do wyrażenia (7.27) zależności (7.24), (7.28) i uwzględniając, że

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

otrzymuje się

$$k_i = (k - 1) \frac{i^3 - (i - 1)^3}{n^2} + 1 \quad (7.29)$$

Jeśli w wyrażeniu (7.29) podstawić $i = 1$ - wówczas otrzymuje się zależność na współczynnik strat dodatkowych w pierwszym pręcie

$$k_1 = (k - 1) \frac{1}{n^2} + 1 \quad (7.30)$$

Wprowadzając zależności (7.29) i (7.30) do wyrażenia (7.23)

$$\frac{\Delta P_{d1}}{\Delta P_{d1}} = i^3 - (i - 1)^3 \quad (7.31)$$

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

stawy żłobka, do strat dodatkowych w przecie pierwszym wynoszą 1, 7, 19, 37, 61 ...

Przedstawiony rozkład strat dodatkowych na poszczególne pręty występuje wtedy, gdy pręty są zbudowane z przewodów elementarnych o jednakowych wysokościach. Przez odpowiedni dobór wysokości przewodów elementarnych dla poszczególnych prętów, przy uwzględnieniu ich położenia wzdłuż wysokości żłobka stojana, można zachować równomierny rozkład strat dodatkowych na wszystkie pręty. Należy jednak dążyć do równomiernego rozkładu całkowitych strat w żłobku na poszczególne pręty a nie tylko strat dodatkowych. Można to uzyskać, zmieniając liczbę i wysokość przewodów elementarnych w przecie 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.

Pręty uzwojenia twornika, niezależnie od ich położenia w żłobku, są budowane z jednakowych przewodów elementarnych. Jednak dla zmniejszenia dysproporcji w rozdziale strat na poszczególne pręty ogranicza się liczbę n_{z1} prętów na wysokości żłobka stojana, przy czym najczęściej $n_{z1} = 2$. Ograniczenie liczby prętów w żłobkach stojana wpływa również korzystnie na współczynnik zapełnienia miedzią żłobka stojana. Liczbę prętów w żłobku stojana $n_{z1} > 2$ stosuje się sporadycznie tylko w turbogeneratorach małych mocy o narzuconym napięciu znamionowym uzwojenia twornika.

Liczba zwojów fazy uzwojenia twornika

$$z_1 = \frac{z_1 n_{z1}}{b a_1} \quad (7.32)$$

przy czym: a_1 - liczba gałęzi równoległych.

Napięcie znamionowe uzwojenia twornika

$$U_{1n} = \sqrt{3} U_{fn} = \sqrt{3} \frac{E_{fn}}{k_E} \quad (7.33)$$

przy czym:

$$k_E = \sqrt{1 + X_{sr}^2 + 2 X_{sr} \sin \varphi_n} \quad (7.34)$$

Jeżeli do wyrażenia (7.33) wprowadzić zależności (3.4), (3.8) i (7.32)

$$U_{1n} = \frac{\pi k_{u1} n_{z1} z_1}{\sqrt{6} k_E a_1} \left(\frac{S_1 C B_2 f k_a}{j_2 \beta \xi \pi k_{cu2}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (7.35)$$

Zależność (7.35) określa napięcie znamionowe uzwojenia twornika. Część z wielkości występujących w wyrażeniu (7.35) została dobrana przy wyznaczeniu średnicy wirnika (patrz zależność 3.8) i wielkości te przy doborze napięcia uzwojenia twornika są narzucone. Oznacza to, że dobór napięcia znamionowego uzwojenia twornika sprowadza się głównie do doboru liczby prętów w żłobku stojana i liczby gałęzi równoległych. Najczęściej liczba prętów w żłobku stojana $n_{z1} = 2$, a liczba gałęzi równoległych $a_1 = 1$ lub $a_1 = 2$.

Brak odpowiednich materiałów izolacyjnych (wytrzymujących wysokie napięcie i dających małe przyrosty grubości izolacji) powoduje, że w szczególności w turbogeneratorach dużej mocy dąży się do zmniejszenia znamionowego napięcia uzwojenia twornika. Z tego powodu w generatorach dużej mocy stosuje się nawet niesymetryczne uzwojenie twornika [53] o liczbie gałęzi równoległych $a_1 = 4$.

Napięcia znamionowe uzwojeń tworników turbogeneratorów małej mocy są narzucone przez typowe napięcia 6, 10 kV sieci przemysłowej. W tym przypadku należałoby tak dobierać liczbę prętów w żłobku stojana i liczbę gałęzi równoległych, aby uzyskać wymagane napięcie znamionowe twornika. Na ogół jest to niemożliwe (skokowe zmiany n_{z1} , a_1) i zachodzi konieczność odstępstwa od dobranej liczby Z_1 żłobków stojana lub współczynnika β i gęstości J_2 prądu wzbudzenia lub wszystkich tych wielkości jednocześnie. Należy przy tym dążyć do tego, aby zmiany współczynnika β i gęstości prądu wzbudzenia były możliwie małe. Konieczność dostosowania napięć znamionowych uzwojeń tworników turbogeneratorów małej mocy do napięć sieci przemysłowej powoduje, że stosuje się liczby prętów w żłobku $n_{z1} > 2$, mimo tego że jest to niekorzystne ze względu na współczynnik wypełnienia żłobka stojana oraz rozdział strat dodatkowych na poszczególne pręty.

W turbogeneratorach stosuje się prawie wyłącznie uzwojenia dwuwarstwowe, pętlicowe, skrócone. Uzwojenia takie są chętnie stosowane, ponieważ są wykonywane ze zwojów o jednakowym kształcie i wymiarach oraz stosunkowo krótkich połączeniach czołowych. Jednakowy kształt i wymiary zwojów ułatwiają technologię wykonywania uzwojenia oraz zapewniają pełną symetrię elektromagnetyczną uzwojeń fazowych łącznie z ewentualnymi gałęziami równoległymi, natomiast stosunkowo krótkie połączenia czołowe dają małe zużycie miedzi oraz straty w uzwojeniu.

Skrót poskoku $y_1/\tau \approx 0,8$ powoduje:

- eliminację bądź skuteczne ograniczenie sił elektromotorycznych piątej i siódmej harmonicznej indukowanych w uzwojeniu twornika,
- ograniczenie strat dodatkowych na powierzchni wirnika powodowanych harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu oddziaływania twornika (patrz p. 5.1.2 rys. 5.3).

Przy skrócie poskoku $y_1/\tau \approx 0,8$ stosunek długości jednego połączenia czołowego zwoju uzwojenia twornika do wewnętrznej średnicy stojana $k_1 \approx 2,5$.

8. KOREKCJA DŁUGOŚCI PROMIENIOWEJ SZCZELINY

Kontrowersyjną sprawą jest dobór długości promieniowej szczeliny na podstawie wymaganej przeciążalności statycznej, skoro wiadomo, że turbo-generatory są wyposażone w szybko działające układy regulacji napięcia, które zapewniają odpowiednią stabilność statyczną i poprawiają stabilność dynamiczną. Z tego powodu proponuje się, aby długość promieniową szczeliny określać, przyjmując wymaganą przeciążalność statyczną $p_g = 1,7$ i po wstępnym zaprojektowaniu maszyny przeprowadzić jej korektę, dążąc do uzyskania minimalnych strat mocy czynnej zależnych od długości szczeliny.

Do strat, które zależą od długości szczeliny zaliczamy:

- straty ΔP_{wn} wzbudzenie,
- straty ΔP_{dzpo} pulsacyjne w zębach stojana przy biegu jałowym powodowane zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia wirnika,
- straty ($\Delta P_{dz1z} + \Delta P_{dj1z}$) w rdzeniu stojana w stanie zwarcia powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia,
- straty ΔP_{dpz} na powierzchni wirnika powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez wyższe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu oddziaływania twornika,
- straty ΔP_{dpzo} na powierzchni wirnika przy biegu jałowym powodowane zmianami indukcji magnetycznej na skutek uzębienia stojana,
- straty ΔP_{dppz} na powierzchni wirnika w stanie zwarcia powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez tzw. zębowe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu oddziaływania twornika,
- straty ΔP_{dp1z} na powierzchni rdzenia stojana w stanie zwarcia powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez tzw. zębowe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia,
- straty pulsacyjne ΔP_{dzpz} w zębach stojana w stanie zwarcia powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez tzw. zębowe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia.

Wymienione straty należy wyznaczyć dla szczeliny δ , przy której przeciążalność statyczna $p_g = 1,7$.

Jeżeli oznaczyć przez ΔP_i i-te straty przy szczelinie δ , a przez ΔP_i^* te same straty przy szczelinie δ^* , to korzystając z wyrażenia na rozpatrywane straty, można określić zależność

$$\Delta P_i^* = \Delta P_i f_i \left(\frac{\delta^*}{\delta} \right) \quad (8.1)$$

Postępując w ten sposób ze wszystkimi stratami związanymi z długością szczeliny, określa się zależność na łączne straty

$$\Delta P^* = \sum_{i=1}^n \Delta P_i f_i \left(\frac{\delta^*}{\delta} \right) \quad (8.2)$$

której minimum określa optymalną długość szczeliny ze względu na straty w turbogeneratorze. Ustalenie zależności (8.2) wymaga uprzedniego określenia zależności typu (8.1) na poszczególne straty związane z długością szczeliny.

Straty wzbudzenia

$$\Delta P_{wn}^* = \Delta P_{wn} \left(\frac{\theta_{wn}^*}{\theta_{wn}} \right)^2 \quad (8.3)$$

Jeśli do wyrażenia (8.3) wprowadzić zależność (3.16) oraz zależności

$$\theta_{wn}^* = \theta_f^* C^* X_{adr}^* \quad (8.4)$$

$$\theta_f^* = \theta_f \frac{\delta^*}{\delta} \quad (8.5)$$

$$X_{adr}^* = X_{adr} \frac{\delta}{\delta^*} \quad (8.6)$$

wówczas otrzymuje się:

$$\Delta P_{wn}^* = \Delta P_{wn} \left(\frac{C^*}{C} \right)^2 \quad (8.7)$$

przy czym

$$C^* = \sqrt{\left(\frac{6}{k_p X_{adr}^*} \right)^2 + \left(1 + \frac{6 X_{dr}}{k_p X_{adr}^*} \right)^2} + 2 \frac{6}{k_p X_{adr}^*} \left(1 + \frac{6 X_{dr}}{k_p X_{adr}^*} \right) \sin \varphi_n \quad (8.8)$$

Wprowadzając zależności (8.6) i (8.8) do wyrażenia (8.7), otrzymuje się szukaną zależność na straty wzbudzenia

$$\Delta P_{wn}^* = \Delta P_{wn} \left[k_{w1} + k_{w2} \frac{\delta^*}{\delta} + k_{w3} \left(\frac{\delta^*}{\delta} \right)^2 \right] \quad (8.9)$$

przy czym:

$$k_{w1} = \frac{1}{C^2}$$

$$k_{w2} = \frac{2 \sigma (X_{pr} + \sin \varphi_n)}{c^2 k_p X_{adr}}$$

$$k_{w3} = \frac{\sigma^2}{c^2 X_{adr}^2}$$

Z wyrażen (5.31) i (5.45) wynikają bezpośrednio zależności

$$\Delta P_{dzpo}^* = \Delta P_{dzpo} \left(\frac{\delta}{\delta^*} \right)^2 \quad (8.10)$$

$$\Delta P_{dpz}^* = \Delta P_{dpz} \left(\frac{\delta}{\delta^*} \right)^2 \quad (8.11)$$

natomiast na podstawie zależności (5.40+5.44) przy uwzględnieniu zależności (8.6) można wypisać

$$\Delta P_{dz1z}^* + \Delta P_{dj1z}^* = (\Delta P_{dz1z} + \Delta P_{dj1z}) \left(\frac{\delta}{\delta^*} \right)^2 \quad (8.12)$$

Na podstawie zależności (5.36), (5.37) i (8.6) przy założeniu, że

$$\beta_c \sim \left(\frac{b_{z1}}{\delta} \right)^2$$

(patrz rys. 5.2), otrzymuje się

$$\Delta P_{dpzo}^* = \Delta P_{dpzo} \left(\frac{\delta}{\delta^*} \right)^4 \quad (8.13)$$

Straty na powierzchni wirnika w stanie zwarcia powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez tzw. zębowe harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu oddziaływania twornika określa [44] zależność

$$\Delta P_{dpzz} = \frac{52,5}{\text{sh}^2 \varepsilon_1 \delta} \cdot \frac{A_1^2 D_1^3 l_2}{\sqrt{Z_1}} \cdot 10^3 \quad (8.14)$$

przy czym:

$$\varepsilon_1 = \frac{2\pi k_c}{t_{z1}}$$

Na podstawie zależności (8.14)

$$\Delta P_{dpzz}^* = \Delta P_{dpzz} \frac{\operatorname{sh}^2 \varepsilon_1 \delta}{\operatorname{sh}^2 \varepsilon_1 \delta^*} \quad (8.15)$$

Uwzględniając, że

$$\varepsilon_1 \delta > 2,5; \quad \varepsilon_1 \delta^* > 2,5$$

otrzymujemy się zależność przybliżoną

$$\Delta P_{dpzz}^* \approx \Delta P_{dpzz} e^{2\varepsilon_1(\delta - \delta^*)} \quad (8.16)$$

Straty na powierzchni rdzenia stojana w stanie zwarcia powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez zębów harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia określa [44] zależność

$$\Delta P_{dp1z} = \frac{5}{\sqrt{N_2}} \left(\frac{\Theta_{az}}{k_{\sigma\delta}} \right)^2 D_1^3 l_{P1} k_{T\psi}^2 \cdot 10^5 \quad (8.17)$$

przy czym:

Θ_{az} - przepływ oddziaływania twornika w stanie zwarcia,
 $k_{T\psi}$ - współczynnik zasilania pola magnetycznego.

Na podstawie zależności (8.17)

$$\Delta P_{dp1z}^* = \Delta P_{dp1z} \left(\frac{\delta}{\delta^*} \right)^2 \quad (8.18)$$

Straty pulsacyjne w zębach stojana w stanie zwarcia powodowane harmonicznymi indukcjami magnetycznej wytworzonymi przez zębów harmoniczne rozkładu przestrzennego przepływu wzbudzenia określa [44] zależność

$$\Delta P_{dzpz} = 0,435 \left[\frac{t_{z2}}{b_{z1/3}} \left(1 - \cos \frac{2\pi b_{z1}}{t_{z2}} \right) \right]^2 \left(\frac{\Theta_{az}}{k_{\sigma\delta}} \right)^2 p_w G_{Pz} k_{T\psi}^2 \cdot 10^{-12} \quad (8.19)$$

Na podstawie zależności (8.19)

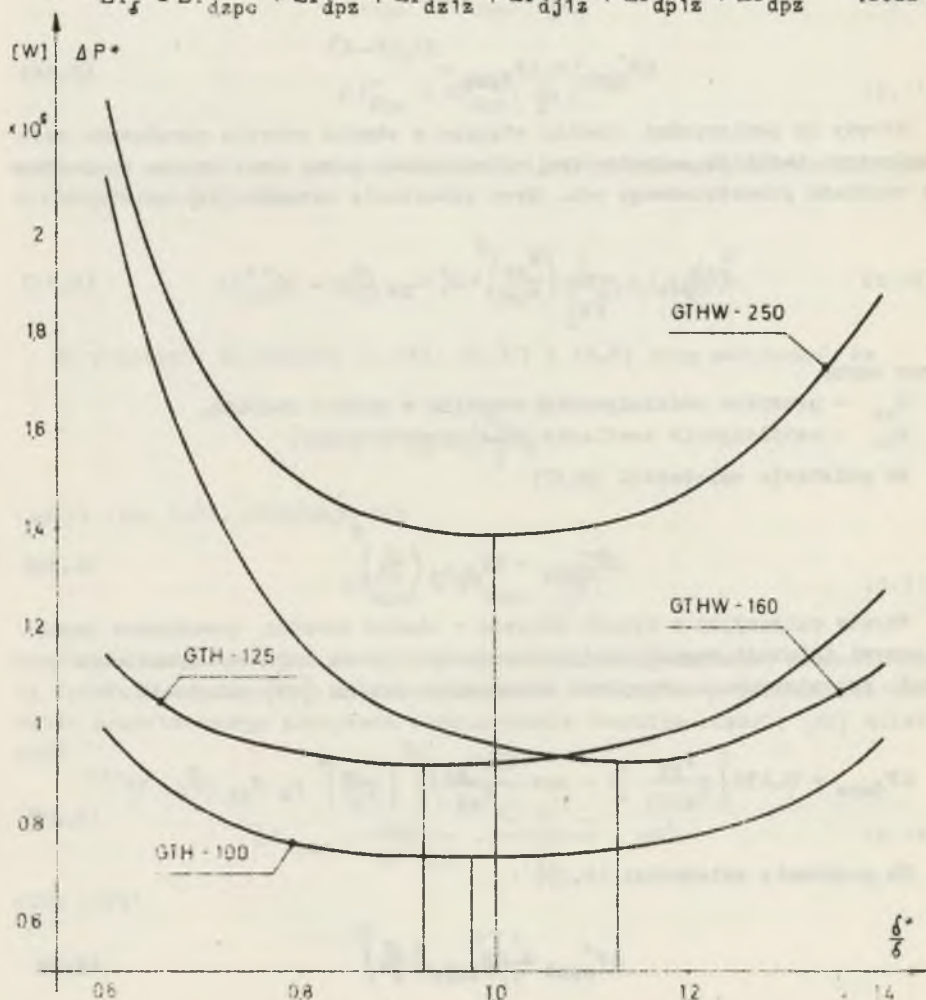
$$\Delta P_{dzpz}^* = \Delta P_{dzpz} \left(\frac{\delta}{\delta^*} \right)^2 \quad (8.20)$$

Sumując wyrażenie (8.9-8.13) oraz (8.16), (8.18) i (8.20), otrzymuje się

$$\Delta P^* = \Delta P_{wn} k_{w1} + \Delta P_{wn} k_{w2} \frac{\delta^*}{\delta} + \Delta P_{wn} k_{w3} \left(\frac{\delta^*}{\delta}\right)^2 + \Delta P_{\delta} \left(\frac{\delta}{\delta^*}\right)^2 + \Delta P_{dpzo} \left(\frac{\delta}{\delta^*}\right)^4 + \Delta P_{dpzz} e^{2\varepsilon_1(\delta - \delta^*)} \quad (8.21)$$

przy czym:

$$\Delta P_{\delta} = \Delta P_{dpzo} + \Delta P_{dpz} + \Delta P_{dz1z} + \Delta P_{dj1z} + \Delta P_{dp1z} + \Delta P_{dpz} \quad (8.22)$$



rys. 8.1. Zależność $\Delta P^* = f(\delta^*/\delta)$ dla wybranych turbogeneratorów produkowanych w DOBMEI-u

Ustalona w ten sposób zależność (8.21) można wykorzystać do wyznaczenia optymalnej długości szczeliny ze względu na straty w turbogeneratorze. Skomplikowana forma tej zależności powoduje, że nie można podać wyrażenia na optymalną długość szczeliny. Z tego powodu optymalną długość szczeliny wyznacza się, sporządzając wykres zależności (8.21). Sporządzenie takiego wykresu pozwala ponadto na ocenę wpływu odstępstwa od optymalnej długości szczeliny na powiększenie się strat w turbogeneratorze. Przykładowo wykresy takie dla turbogeneratorów GTH-100, GTH-125, GTHW-160 i GTHW-250 produkcji DOLMEL-u przedstawiono na rys. 8.1.

Na podstawie rys. 8.1 można stwierdzić, że:

- stosowane długości szczelin w turbogeneratorach GTH-125 i GTH-160 dość znacznie odbiegają od wartości optymalnych,
- stosunkowo płaski przebieg rozpatrywanej zależności w pobliżu wartości optymalnej powoduje, że odstępstwo od optymalnej długości szczeliny nie daje dużego powiększenia strat, szczególnie w generatorach mniejszych mocy.

Ogólnie można stwierdzić, że długość szczeliny wyznaczona dla przeciążalności statycznej $p_g = 1,7$ jest zbliżona do wartości optymalnej ze względu na straty w turbogeneratorze.

9. UWAGI KOŃCOWE

W przedstawionej pracy, ze względu na skomplikowane formy niektórych zależności, np. na długość szczeliny, na niektóre straty elektromagnetyczne dodatkowe, przyjęto szereg uproszczeń. Uproszczenia te nie wprowadzają jednak większych błędów, ponieważ ich wpływ na globalne zależności analizowanych problemów jest nieznaczny. I tak np. w odniesieniu do problemu strat uproszczenia dotyczą tylko pewnej części strat elektromagnetycznych dodatkowych.

Z przedstawionej pracy oraz z tendencji rozwojowych turbogeneratorów wynikają również zagadnienia, które powinny być przedmiotem dalszych prac.

Zagadnieniami takimi są:

- dobór wymiarów podstawowych dla serii turbogeneratorów, który należałoby przeprowadzać przy uwzględnieniu efektów ekonomicznych, jakie daje możliwość standaryzacji pewnych elementów np. łożysk, tarcz czołowych, wymiarów przewodów elementarnych, z których są budowane pręty uzwojenia twornika, w turbogeneratorach obejmujących kilka mocy z przyjętego szeregu,
- koszty wytwarzania mocy biernej indukcyjnej w turbogeneratorze i związane z tym zagadnienie doboru znamionowego współczynnika mocy,
- dobór wymiarów podstawowych turbogeneratorów bezżłobkowych.

Przy opracowywaniu wymienionych zagadnień można wykorzystać zależności oraz wnioski wynikające z niniejszej pracy.

LITERATURA

- [1] Aniempodistow 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., Gnedin L.P.: O wyborie koefficienta moszcznosti turbogienieratorow 800 MW. Elektrotechnika Nr 2, 1968.
- [5] Böning W.: Berechnung der Lasterregelstromes von Grenzleistungs Turbogeneratoren. ETZ, A. 1965, Juli.
- [6] Danilewicz J.B., Dombrowskij W.W., Kazowski E.J.: Parametry elektriczeskich maszin pieriemienno go toka. Izdat. Nauka. Moskwa - Leningrad, 1965.
- [7] Glebow J.A., Danilewicz J.B.: Naucznyje problemy turbogienieratorostrojenija. Izdat. Nauka. Leningrad 1974.
- [8] Glebow J.A., Danilewicz J.B.: Sowriemiennoje sostojanije i problemy sozdanija turbo-gidrogienieratorow i sinchronnych kompensatorow. Elektriczesstwo Nr 3, 1976.
- [9] Gogolewski Z.: Światowy i krajowy postęp budowy turbogeneratorów. Przegląd Elektrotechniczny Nr 5, 1964.
- [10] Hunt A.: Rozwój turbogeneratorów w Wielkiej Brytanii. Przegląd Elektrotechniczny Nr 6, 1965.
- [11] Koszarskij E.G., Safiullina R.H., Urosow J.D.: Nauczno-mietodiczieskoje woprowy sozdanija serii sinchronnych maszin. Izdat. AN SSSR, Moskwa - Leningrad 1962.
- [12] Komar E.G.: Woprowy projektirowanija turbogienieratorow. G.E.J. Moskwa - Leningrad 1955.
- [13] Kordecki A., Karwacki W.: Wpływ ustroju pręta uzwojenia stojana turbogeneratorsa na jego prądową obciążalność. Zeszyty Naukowe Polit. Wrocławskiej "Elektryka" z. 193, 1968.
- [14] Latek W.: Turbogeneratory. WNT Warszawa, 1973.
- [15] Latek W., Bytnar A., Roguski S.: Rozkład temperatury w stojanie turbogeneratorsa dużej mocy z chłodzeniem bezpośrednim. Archiwum Elektrotechniki Nr 4, 1968.
- [16] Latek W., Przybysz J.: Rozkład temperatur w uzwojeniu wirnika turbogeneratorsa z chłodzeniem bezpośrednim zabierakowym. Archiwum Elektrotechniki Nr 3, 1969.
- [17] Meyer E.: Die generatoren der Kraftwerke Monvoisin. Brown Boveri Mitteilungen Nr 9, 1957.
- [18] Mizia Wł.: Zagadnienie doboru długości szczeliny w turbogeneratorach. Rozprawy Elektrotechniczne, t. 12, z. 3, 1966.
- [19] Mizia Wł.: Analiza i optymalizacja obwodu elektrycznego i magnetycznego dwubiegunowych generatorów synchronicznych. Praca doktorska. Politechnika Śląska, 1969.
- [20] Mizia Wł.: Wpływ oddziaływania twornika i parametrów turbogeneratorsa na wymagany przepływ wzbudzenia. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej "Elektryka", Nr 27, 1970.

- [21] Moskwin A.J.: Nieposredstwiennie ochładzienie elektrycznych maszyn. Izdat. AN SSSR, 1962.
- [22] Paszek Wł.: Podstawowe parametry elektromagnetyczne maszyny synchronicznej. Archiwum Elektrotechniki Nr 3, 1962.
- [23] Paszek Wł.: Układy wzbudzenia i regulacji napięcia turbogeneratorów dużej mocy. Przegląd Elektrotechniczny Nr 5, 1964.
- [24] Paszek Wł., Mizia Wł. i inni: Nowe opracowania konstrukcji maszyn elektrycznych. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej "Elektryka" Nr 27, 1970.
- [25] Pawluk K., Łukasiak B.: Obliczenia projektowe elektromagnetyczne turbogeneratorów. Materiały Konferencji na temat "Wybrane zagadnienia turbogeneratorów". SEP Warszawa, 1969.
- [26] Piątek S.: Możliwości zastosowania aluminium na uzwojenie wirników turbogeneratorów przy różnych systemach chłodzenia stojana i wirnika. Rozprawy Elektrotechniczne t. XI, z. 3, 1965.
- [27] Postnikow J.M.: Projektowanie elektrycznych maszyn. G.I.T.I. USSR, Kijew, 1960.
- [28] Praca zbiorowa: Issledowanie elektromagnitnych poliej, paramietrow i potier w moszcznych elektrycznych maszynach. Izdat. "Nauka", Moskwa - Leningrad, 1966.
- [29] Praca zbiorowa: Teoria, rascziet i issledowanie wysokoispolzowanych elektrycznych maszyn. Izdat. "Nauka", Moskwa - Leningrad, 1965.
- [30] Praca zbiorowa: Wysokoispolzowannye turbo i gidrogenieratorys nieposredstwiennym ochładzaniem. Izdat. "Nauka", Leningrad, 1971.
- [31] Radwan K.: Porównanie wymiarów i ciężarów podstawowych elementów turbogeneratorów w zależności od systemu chłodzenia. Zesz. Naukowe Politechniki Wrocławskiej "Elektryka", z. 193, 1968.
- [32] Radwan K.: Porównanie ciężarów miedzi uzwojeń turbogeneratorów w zależności od systemu chłodzenia. Prace Instytutu Układów Elektromaszynowych Politechniki Wrocławskiej, Nr 4, 1970.
- [33] Radwan K.: Porównanie poszczególnych strat mocy w turbogeneratorach w zależności od systemu chłodzenia. Prace Instytutu Układów Elektromaszynowych Politechniki Wrocławskiej, Nr 6, 1970.
- [34] Rosenberg L.T.: Developments in Gas Conductors - Cooled Generators IEEE Transactions, Power Appar. and Syst. vol. 84, Nr 2, 1965.
- [35] Ruelle G., Henillard J.: Contribution a l'etude theorique de la puissance maximale des alternateurs. Rev. gen. electr. Nr 7-8, 1965.
- [36] Schuisky W.: Berechnung elektrischer Maschinen. Springer. Wien 1960.
- [37] Schuisky W.: Vorausbestimmung der Erregung von Synchronmaschinen. ETZ-A. Bd. 84, H. 10, 1963.
- [38] Schuisky W.: Kritische Betrachtung des Verfahrens Zum Bestimmen der Erregung von Synchronmaschinen. Siemens Zeitschrift H. 5, 1964.
- [39] Quenz H.: Die Wicklungen elektrischer Maschinen. Springer Wien, 1952.
- [40] Siergiejew P.S.: Projektowanie turbogeneratorow. MEI, Moskwa, 1961.
- [41] Spiess H.: Die günstigste Bemessung der Kühlkanake bei direkt gekühlten Turbogeneratorwicklungen. Bulletin Oerlikon Nr 355, 1963.
- [42] Spiess H.: Die Begrenzung der Ausführbarkeit grösster Turbogeneratorleistungen durch die Beanspruchungen des Rotors. Bulletin Oerlikon, Nr 360, 1964.
- [43] Szewczuk S.: Wpływ układów chłodzenia na zwiększenie mocy jednostkowej turbogeneratorów. Prace Instytutu Układów Elektromaszynowych Politechniki Wrocławskiej Nr 6, 1970.

- [44] Titow W.W., Hutorieckij G.M., Zagorodnaja G.A., Wartanian G.P., Zastawskij D.J., Smotrow J.A.: Turbogienieratory, rascziet i konstrukcija. Izdat. "Energija", Leningrad, 1967.
- [45] Ungruh T.: Felder und Stromkräfte in der Wickelköpfen von Turbogeneratoren. ETZ-A, Nr 9, 1963.
- [46] Wiedeman E.: Wasserkraftgeneratoren mit Flussingkeitskuhlung in Stator und Rotor. Brown Boveri Mitteilungen Nr 5, 1964.
- [47] Wiedeman E.: Grossturbogeneratoren mit ausschliesslicher Wasserkühlung. Brown Boveri Mitteilungen Nr 9, 1966.
- [48] Woldek A.J.: O wiektornych diagrammach i induktiwnych soprotiwlieni-jacu sinchronnych maszin. Elektrotechnika Nr 3, 1962.
- [49] Wood H.J., Dawidson D.F.: Rozwój konstrukcji niektórych dużych turbogeneratorów. Przegląd Elektrotechniczny, Nr 6, 1965.
- [50] Weronowski G.P., Glebow J.A., Danilewicz J.B.: Tipowyje konstruktiwnyje rieszenija w turbogienieratorach. Elektrotiechnika Nr 1, 1975.
- [51] Zdrojewski R.: Analiza wpływu warunków elektromagnetycznych, eksploatacyjnych, mechanicznych i ciepłno-wentylacyjnych na wymiary żelaza czynnego turbogeneratorów dużej mocy. Prace Instytutu Elektrotechniki. Warszawa, 1958.
- [52] Zdrojewski R.: Wpływ parametrów konstrukcyjnych na wymiary żelaza czynnego turbogeneratorów. Przegląd Elektrotechniczny Nr 5, 1964.
- [53] Zembrzusi J.: Analiza symetrii uzwojeń stojanów turbogeneratorów o zwiększonej liczbie gałęzi równoległych. Prace Instytutu Elektrotechniki. Z. 26, Warszawa, 1959.

**OPTIMALIZACJA KONSTRUKCJI TURBOGENERATORÓW
W ZAKRESIE WYMIARÓW PODSTAWOWYCH I OBWODU ELEKTROMAGNETYCZNEGO**

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

W pracy przedstawiono wpływ parametrów konstrukcyjnych wirnika i gęstości prądu wzbudzenia na uzyskiwany przepływ wzbudzenia oraz wpływ parametrów eksploatacyjnych turbogeneratorsa na wymagany przepływ wzbudzenia. W wyniku analizy określono graniczny przepływ oddziaływania twornika i ustalono wzajemną relację średnicy i długości wirnika. Wymiary wirnika turbogeneratorsa o określonej mocy znamionowej zależą głównie od gęstości prądu wzbudzenia i stosunku β średnicy do długości wirnika. Wychodząc ze średnicy i długości wirnika, podano wyrażenia na długość szczeliny, długość rdzenia stojana oraz średnicę zewnętrzną rdzenia stojana wprowadzając stosunek λ wysokości żłobka stojana do średnicy wewnętrznej stojana. Pozwoliło to na określenie masy elementów czynnych oraz strat jako funkcji mocy wewnętrznej, gęstości prądu wzbudzenia oraz współczynników β , λ . Zależności te wykorzystano, rozpatrując zagadnienie doboru gęstości prądu wzbudzenia i współczynników β , λ ze względu na koszt elementów czynnych, sprawność oraz łączny koszt elementów czynnych i energii strat wydzielanych w okresie eksploatacji turbogeneratorsa. Następnie przedstawiono dobór: napięcia wzbudzenia, liczby żłobków stojana, liczby przewodów elementarnych w żłobku stojana, napięcia twornika oraz rozdział strat dodatkowych na pręty umieszczone w żłobku. Uzasadniono również, że dobór długości szczeliny na podstawie wymaganej przeciążalności statycznej jest zdezaktualizowany i podano sposób korekcji długości szczeliny. Korekcja ta polega na takim doborze długości szczeliny, przy którym łączne straty zależne od długości szczeliny będą najmniejsze.

ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКЦИИ ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ
В ОБЪЕМЕ ОСНОВНЫХ РАЗМЕРОВ И ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ ЦЕПИ

Р е з ю м е

В статье представлено влияние конструктивных параметров ротора и плотности тока возбуждения на полученный ток возбуждения, а также влияние эксплуатационных параметров турбогенератора на требуемый полный ток возбуждения. В результате анализа определено предельный полный ток реакции якоря и взаимное соотношение диаметра и длины ротора. Размеры ротора турбогенератора с определённой номинальной мощностью в главной степени зависят от плотности тока возбуждения и отношения β диаметра к длине ротора. Исходя из диаметра и длины ротора и вводя отношение λ высоты паза статора к внутреннему диаметру статора предложено выражения на длину зазора, длину и внешний диаметр статора. Это позволило определить массу активной стали и обмоток, а также потери, как функции внутренней мощности, плотности тока возбуждения и коэффициентов β , λ . Эти выражения использовано для рассмотрения проблемы выбора плотности тока возбуждения и коэффициентов β , λ с точки зрения к.п.д., издержек активной стали и обмоток, а также суммарных издержек активных частей и потери во время эксплуатации турбогенератора. Кроме этого представлено выбор: напряжения возбуждения, числа пазов статора, числа элементарных проводов в пазе статора, напряжения якоря, а также распределение добавочных потери в стержнях расположенных в пазе статора. Доказано, что выбор длины зазора не может быть совершен на базе требуемой статической перегружаемости, в связи с тем предложен метод коррекции длины зазора. Эта коррекция осуществляет выбор длины зазора при котором потери связанные с длиной зазора будут минимальными.

• OPTIMIZATION OF TURBOALTERNATOR DESIGNING
IN THE RANGE OF FUNDAMENTAL DIMENSIONS AND ELECTROMAGNETIC CIRCUIT

S u m m a r y

The influence of rotor construction parameters and the excitation current density on the obtained total excitation current has been discussed together with the influence of alternator performance parameters on the demanded total excitation current.

The limit of armature reaction was defined and the mutual relation between the diameter and the length of the rotor was determined. The alternator dimensions at given rating power depend mainly on the excitation current density and the ratio of β diameter to rotor length. Starting from the rotor diameter and length, the expression to obtain the gap length, stator core length and the outer diameter of stator core were given after introducing λ stator slot height to the internal stator diameter ratio. The total mass of active elements and the losses were presented as functions of internal power, excitation current density and coefficients β, λ . These relations were taken into account by choosing excitation current density and β, λ values, from the point of view of the active element cost, alternator efficiency and of the total cost of active elements and the discounted energy losses discharged during the whole service time. The choice of the following factors was presented: excitation voltage, number of stator slots, number of elementary wires in the stator slot, rotor voltage as well as the division of additional losses on the bars in the slot.

It has been proved that the choice of gap length basing on the static overloading capacity is no longer valid. The method of gap length correction has been presented. This correction tends to have the minimum total losses depending on the gap length.

3347/77/59

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

Gliwice — Księgarnia Techniczna, ul. M. Strzody 14b;

Gliwice — Punkt sprzedaży Studenckiej Spółdzielni Pracy, ul. Wrocławska 4/6;

Katowice — Księgarnia nr 004, ul. Warszawska 11;

Katowice — Księgarnia nr 015, ul. Żwirki i Wigury 33;

Chorzów — Księgarnia nr 063, ul. Wolności 22;

Dąbrowa Górnicza — Księgarnia nr 081, ul. ZBoWiD-u 2;

Rybnik — Księgarnia nr 126, Rynek 1;

Warszawa — Ośrodek Rozpowszechniania Wydawnictw PAN, Pałac Kultury i Nauki.

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