BIULETYN INFORMACYJNY INSTYTUTU TECHNIKI CIEPLNEJ
POLITECHNIKI WARSZAWSKIEJ

Nr 48 1977

mgr inż. Janusz Lewandowski

Instytut Techniki Cieplnej
Politechniki Warszawskiej

LINIOWY MODEL DYNAMIKI TURBOZESPOŁU NA PARĘ NASYCONĄ DLA ELEKTROWNI JĄDROWEJ

Przedstawiono liniowy model matematyczny turbozespołu dla elektrowni jądrowej, traktowanego jako obiekt regulacji. Wyznaczono elementy macierzy transmitancji takiego turbozespołu. Porównano transmitancje trubozespołów dla elektrowni klasycznej i jądrowej.

1. WSTĘP

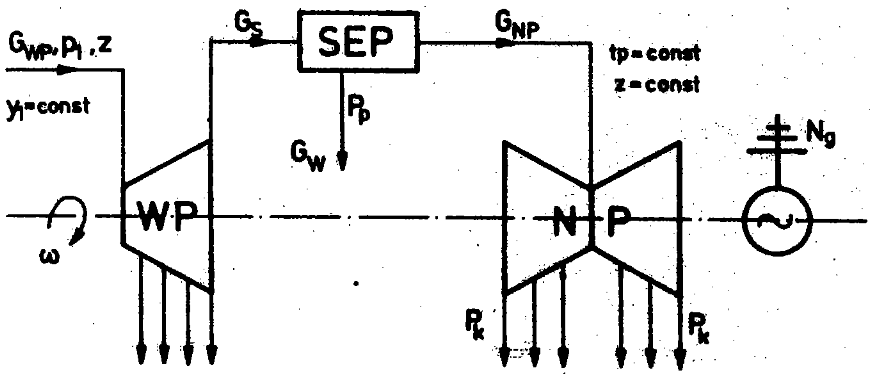
Dla celów doboru i badania układów regulacji mocy i prędkości obrotowej turbiny potrzebna jest znajomość modelu matematycznego turbozespołu, traktowanego jako obiekt regulacji. Model taki powinien określać związek między wielkościami sterującymi i zakłóceniami, a wielkościami regulowanymi w stanach nieustalonych. W omawianym przypadku można rozpatrywać tylko nieznaczne odchylenia od stanu równowagi, co uzasadnia stosowanie modeli liniowych.

W literaturze prezentowany jest szereg tego typu modeli (np. prace [1], [2], [3], [6], [7]) dotyczących turbozespołów elektrowni klasycznych. Turbozespoły instalowane w elektrowniach jądrowych mają szereg osobliwości związanych z odmiennym schematem cieplnym, czynnikiem roboczym oraz konstrukcją turbiny. Poszukiwany model powinien uwzględniać te specyficzne cechy turbozespołów elektrowni jądrowych. Zasady jego budowy pozostają takie same, jak w przypadku turbozespołów klasycznych.

Wielkościami wejściowymi modelu są: położenie zaworów regulacyjnych przed częścią wysokoprężną turbiny - z, ciśnienie pary przed turbiną - p_1, ciśnienie w kraplaczu - p_k, oraz obciążenie generatora elektrycznego - N_g. Wielkościami wyjściowymi są moc - N_t oraz prędkość obrotowa turbiny - ω. Mniejsza ilość wielkości wejściowych niż w przypadku turbozespołu klasycznego (np. [1]) podyktowana jest warunkami pracy wytwornicy pary i separatora - przegrzewacza. Z typowych charakterystyk tych urządzeń wynika, że w zmiennych warunkach pracy wytwornica produkuje parę o praktycznie stałym stopniu suchości (y_1 = const), a temperatura pary za separatorem - przegrzewaczem nie ulega większym zmianom (t_p = const) [5]. Nie rozpatruje się także zmian położenia zaworów przed częścią niskoprężną turbiny, gdyż w rozpatrywanych stanach są one praktycznie całkowicie otwarte. W szeregu konstrukcji turbin zawory te w ogóle nie występują.

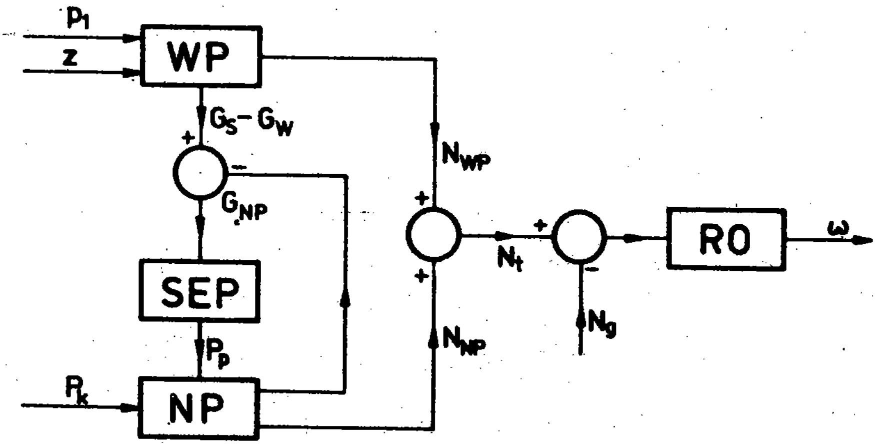
Uproszczony schemat cieplny turbozespołu będącego przedmiotem modelowania przedstawiono na rys.1. Wyróżniono w nim trzy elementy:

- część wysokoprężną turbiny - WP,
- część niskoprężną turbiny - NP,
- separator - przegrzewacz pary - SEP.



Rys.1. Uproszczony schemat rozważanego turbozespołu

Dalej przedstawiono modele tych elementów, które wraz z równaniem ruchu obrotowego wirnika turbiny - RO tworzą poszukiwany model turbozespołu. Jego schemat strukturalny przedstawiono na rys.2.



Rys.2. Schemat strukturalny modelu turbozespołu dla elektrowni jądrowej, jako obiektu regulacji

2. MODEL CZĘŚCI WP TURBINY

Moc części WP turbiny można określić z zależności

$$N_{WP} = G_{WP}\, H_{WP}\, \eta_{WP}. \tag{1}$$

Jeżeli w stanie początkowym (stan odniesienia - indeks o) moc wynosi N_{WPo}, to jej przyrost jest określony, po linearyzacji, przez następujące wyrażenie

$$\Delta N_{WP} = N_{WP} - N_{WPo} = \Delta N_{WP}(G_{WP}) + \Delta N_{WP}(H_{WP}) + \Delta N_{WP}(\eta_{WP}) =$$

$$= \left(\frac{\partial N_{WP}}{\partial G_{WP}}\right)_o \Delta G_{WP} + \left(\frac{\partial N_{WP}}{\partial H_{WP}}\right)_o \Delta H_{WP} + \left(\frac{\partial N_{WP}}{\partial \eta_{WP}}\right)_o \Delta \eta_{WP}. \tag{2}$$

Względny przyrost mocy wynosi zatem

$$\frac{\Delta N_{WP}}{N_{WPo}} = \frac{\Delta G_{WP}}{G_{WPo}} + \frac{\Delta H_{WP}}{H_{WPo}} + \frac{\Delta \eta_{WP}}{\eta_{WPo}} . \tag{3}$$

Wartości przyrostów ΔG_{WP}, ΔH_{WP} oraz $\Delta \eta_{WP}$ są funkcją wielkości wejściowych modelu.

Natężenie przepływu pary w części WP turbiny na parę nasyconą można określić z zależności:

$$G_{WP} = f(p_1, v_1, p_p, z), \tag{4}$$

zatem

$$\Delta G_{WP} = \left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial p_1}\right)_o \Delta p_1 + \left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial v_1}\right)_o \Delta v_1 + \left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial p_p}\right)_o \Delta p_p + \left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial z}\right)_o \Delta z \tag{5}$$

Ponieważ $v_1 = f(p_1, y_1)$ oraz $y_1 = \text{const}$, to

$$\Delta v_1 = \left(\frac{\partial v_1}{\partial p_1}\right)_o \Delta p_1 . \tag{6}$$

Uwzględniając (5) i (6) otrzymano:

$$\Delta G_{WP} = \left[\left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial p_1}\right)_o + \left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial v_1}\right)_o \left(\frac{\partial v_1}{\partial p_1}\right)_o\right] \Delta p_1 + $$

$$+ \left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial p_p}\right)_o \Delta p_p \left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial z}\right)_o \Delta z . \tag{7}$$

Izentropowy spadek entalpii jest funkcją parametrów termodynamicznych pary

$$H_{WP} = f(p_1, i_1, p_p). \tag{8}$$

Uwzględniając, że $i_1 = f(p_1, y_1)$ i dokonując przekształceń jak poprzednio wyznaczono przyrost spadku entalpii

$$H_{WP} = \left[\left(\frac{\partial H_{WP}}{\partial p_1}\right)_o + \left(\frac{\partial H_{WP}}{\partial i_1}\right)_c \cdot \left(\frac{\partial i_1}{\partial p_1}\right)_o\right] \Delta p_1 + \left(\frac{\partial H_{WP}}{\partial p_p}\right)_o \Delta p_p . \tag{9}$$

Dla określenia przyrostu sprawności części WP turbiny przyjęto, podobnie jak w pracy [1], że sprawność ta przy niewielkich zmianach warunków pracy jest funkcją natężenia przepływu

$$\eta_{WP} = f(G_{WP}), \tag{10}$$

zatem

$$\Delta\eta_{WP} = \left(\frac{\partial\eta_{WP}}{\partial G_{WP}}\right)_o \Delta G_{WP}. \tag{11}$$

Przyrost natężenia przepływu ΔG_{WP} został już wcześniej określony (7).

Po wyprowadzeniu przyrostów względnych:

$$\nu_{WP} = \frac{\Delta N_{WP}}{N_{WPo}}, \quad \varrho_1 = \frac{\Delta p_1}{p_{1o}}, \quad \varrho_p = \frac{\Delta p_p}{p_{po}}, \quad \mu = \frac{\Delta Z}{Z_o}, \tag{12}$$

otrzymano poszukiwane równanie mocy części WP turbiny

$$\nu_{WP} = a_1^{WP}\varrho_1 + a_2^{WP}\mu + a_4^{WP}\varrho_p. \tag{13}$$

w którym współczynniki a_1^{WP}, a_2^{WP}, a_4^{WP} są równe:

$$\begin{aligned} a_1^{WP} &= p_{1o}\left\{\left[\frac{1}{\eta_{WPo}}\left(\frac{\partial\eta_{WP}}{\partial G_{WP}}\right)_o + \frac{1}{G_{WPo}}\right]\left[\left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial p_1}\right)_o + \left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial \vartheta_1}\right)_o\left(\frac{\partial \vartheta_1}{\partial p_1}\right)_o\right] + \right.\\ &\left. + \frac{1}{H_{WPo}}\left[\left(\frac{\partial H_{WP}}{\partial p_1}\right)_o + \left(\frac{\partial H_{WP}}{\partial i_1}\right)_o\left(\frac{\partial i_1}{\partial p_1}\right)_o\right]\right\},\\ a_2^{WP} &= z_o\left[\frac{1}{\eta_{WPo}}\left(\frac{\partial\eta_{WP}}{\partial G_{WP}}\right)_o + \frac{1}{G_{WPo}}\right]\left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial z}\right)_o,\\ a_4^{WP} &= p_{po}\left\{\left[\frac{1}{\eta_{WPo}}\left(\frac{\partial\eta_{WP}}{\partial G_{WP}}\right)_o + \frac{1}{G_{WPo}}\right]\left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial p_p}\right)_o + \frac{1}{H_{WPo}}\left(\frac{\partial H_{WP}}{\partial p_p}\right)_o\right\}. \end{aligned} \tag{14}$$

3. MODEL CZĘŚCI NP TURBINY

Moc części NP turbiny można wyznaczyć analogicznie jak dla części WP z zależności

$$N_{NP} = G_{WP}\, H_{NP}\, \eta_{NP}. \tag{15}$$

Ta część turbiny zasilana jest parą przegrzaną o praktycznie stałej temperaturze (t_p = const), a zawory (o ile występują) są całkowicie otwarte. Wynikają stąd inne niż w przypadku części WP zależności pozwalające określić natężenie przepływu pary i izentropowy spadek entalpii:

$$\begin{aligned} G_{WP} &= f(p_p, p_k), \\ H_{NP} &= f(p_p, p_k), \\ \eta_{NP} &= f(G_{NP}). \end{aligned} \tag{16}$$

Wykorzystując zależność (15) i (16) oraz dokonując przekształceń podobnych jak przy poszukiwaniu modelu WP wyznaczono równanie mocy o części NP turbiny:

$$\nu_{NP} = a_3^{NP} \varrho_k + a_4^{NP} \varrho_p, \tag{17}$$

gdzie:

$$\varrho_k = \frac{\Delta p_k}{p_{ko}},$$

$$a_3^{NP} = p_{ko} \left\{ \left[\frac{1}{\eta_{NPo}} \left(\frac{\partial \eta_{NP}}{\partial G_{NP}} \right)_o + \frac{1}{G_{NPo}} \right] \left(\frac{\partial G_{NP}}{\partial p_k} \right)_o + \frac{1}{H_{NPo}} \left(\frac{\partial H_{NP}}{\partial p_k} \right)_o \right\}.$$

(18)

$$a_4^{NP} = p_{po} \left\{ \left[\frac{1}{\eta_{NPo}} \left(\frac{\partial \eta_{NP}}{\partial G_{NP}} \right)_o + \frac{1}{G_{NPo}} \right] \left(\frac{\partial G_{NP}}{\partial p_p} \right)_o + \frac{1}{H_{NPo}} \left(\frac{\partial H_{NP}}{\partial p_p} \right)_o \right\}.$$

4. MODEL SEPARATORA - PRZEGRZEWACZA PARY

W trakcie rozpatrywanych procesów nieustalonych w separatorze - przegrzewaczu i przelotniach pary może zachodzić akumulacja masy wymagająca uwzględnienia w modelu. Zmiany ilości tej masy można opisać równaniem

$$\frac{dM}{d\tau} = G_S - G_W - G_{NP}. \tag{19}$$

Ponieważ w stanie ustalonym

$$G_{So} - G_{Wo} - G_{NPo} = 0, \tag{20}$$

zatem

$$\frac{dM}{d\tau} = \Delta G_S - \Delta G_W - \Delta G_{NP}. \tag{21}$$

Z drugiej strony:

$$\frac{dM}{d\tau} = \frac{d}{d\tau}\left(W \frac{1}{v_p}\right) = W \frac{d}{d\tau}\left(\frac{1}{v_p}\right). \tag{22}$$

Dla określenia wyrażenia $d\left(\frac{1}{v_p}\right)$ wykorzystano równanie przemiany politropowej [1], [2], [3], [6], [7] dla pary zawartej w separatorze - przegrzewaczu

$$\frac{p_p}{p_{po}} = \left(\frac{v_{po}}{v_p}\right)^n, \tag{23}$$

z którego wynika

$$dp_p = n\, p_{po}\, v_{po}^n \left(\frac{1}{v_p}\right)^{n-1} d\left(\frac{1}{v_p}\right). \tag{24}$$

Podstawiając $\frac{1}{v_p} = \left(\frac{1}{v_p}\right)_o + \Delta\left(\frac{1}{v_p}\right)$ rozwinięto wyrażenie $\left(\frac{1}{v_p}\right)^{n-1}$ w szereg Taylora. Postępując podobnie jak w pracy [1] uwzględniono tylko pierwszy człon tego rozwinięcia, co pozwoliło przekształcić wyrażenie (24) do postaci

$$dp_p = n\, p_{po}\, v_{po}\, d\left(\frac{1}{v_p}\right). \tag{25}$$

Uwzględniając zależności (21), (22) oraz (25) otrzymano

$$\frac{W}{n\, v_{po}\, p_{po}} \frac{dp_p}{d\tau} = \Delta G_S - \Delta G_W - \Delta G_{NP}. \tag{26}$$

lub

$$T_p\, \dot{\varrho}_p = \frac{\Delta G_s}{G_{NPo}} - \frac{\Delta G_w}{G_{NPo}} - \frac{\Delta G_{NP}}{G_{NPo}}. \tag{27}$$

gdzie: $\dot{\varrho}_p = \frac{d}{d\tau}\left(\frac{\Delta p_p}{p_{po}}\right)$,

$$T_p = \frac{W}{n\, v_{po}\, G_{NPo}}, \tag{28}$$

przy czym T_p jest stałą czasową separatora-przegrzewacza.

Z charakterystyk statycznych uzyskanych w wyniku obliczeń turbiny na parę nasyconą w zmiennych warunkach pracy [4], [5] wynika, że:

$$\begin{aligned} G_s &= \alpha_s\, G_{WP}, \\ G_w &= \alpha_w\, G_{WP}, \end{aligned} \tag{29}$$

stąd

$$T_p\, \dot{\varrho}_p = (\alpha_s - \alpha_w) \frac{\Delta G_{WP}}{G_{NPo}} - \frac{\Delta G_{NP}}{G_{NPo}}. \tag{30}$$

Przyrosty ΔG_{WP} oraz ΔG_{NP} zostały już wcześniej wyznaczone, zatem poszukiwane równanie separatora-przegrzewacza przyjmuje postać

$$T_p \dot{\varrho}_p = a_1^s \varrho_1 + a_2^s \mu + a_3^s \varrho_k + a_s^4 \varrho_p . \tag{31}$$

gdzie: $$a_1^s = p_{1o} \frac{\alpha_s - \alpha_w}{G_{NPo}} \left[\left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial p_1} \right)_o + \left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial v_1} \right)_o \left(\frac{\partial v_1}{\partial p_1} \right)_o \right],$$

$$a_2^s = z_o \frac{\alpha_s - \alpha_w}{G_{NPo}} \left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial z} \right)_o , \tag{32}$$

$$a_3^s = p_{ko} \frac{1}{G_{NPo}} \left(\frac{\partial G_{NP}}{\partial p_k} \right)_o ,$$

$$a_4^s = p_{po} \left[\frac{\alpha_s - \alpha_w}{G_{NPo}} \left(\frac{\partial G_{WP}}{\partial p_p} \right)_o - \frac{1}{G_{NPo}} \left(\frac{\partial G_{NP}}{\partial p_p} \right)_o \right]$$

5. MODEL RUCHU OBROTOWEGO WIRNIKA TURBINY

Dla wirnika turbiny można napisać równanie równowagi momentów

$$J \frac{d\omega}{d\tau} = M_t - M_g . \tag{33}$$

Po odniesieniu do mocy i zastosowaniu typowych przekształceń wynika stąd poszukiwane równanie ruchu obrotowego wirnika turbiny

$$T \alpha \dot{\varphi} = k_{WP} \vartheta_{WP} + k_{NP} \vartheta_{NP} - \zeta . \tag{34}$$

gdzie: $$k_{WP} = \frac{N_{WP_o}}{N_{to}} \qquad k_{NP} = \frac{N_{NP_o}}{N_{to}} ,$$

$$\alpha = \frac{N_{to}}{N_{tn}} , \qquad \zeta = \frac{\Delta N_g}{N_{to}} , \qquad \dot{\varphi} = \frac{d}{d\tau} \left(\frac{\Delta \omega}{\omega_o} \right), \tag{35}$$

$$T = \frac{J \, \omega_o^2}{N_{tn}} ,$$

przy czym T jest stałą czasową turbiny.

6. MACIERZ TRANSMITANCJI TURBOZESPOŁU

Jeżeli na turbozespół oddziałowuje sygnał $\underline{u}$, który można przedstawić w postaci wektora-kolumny

$$\underline{u} = \begin{bmatrix} \varrho_1 \\ \mu \\ \varrho_k \\ \zeta \end{bmatrix},$$

a wielkościami wyjściowymi turbozespołu są moc $-\nu$ oraz prędkość obrotowa $-\varphi$, to transmitancja turbozespołu jest określona przez macierz o dwu wierszach

$$G = \begin{bmatrix} G_\nu^{\varrho_1} & G_\nu^{\mu} & G_\nu^{\varrho_k} & G^{\zeta} \\ G_\varphi^{\varrho_1} & G_\varphi^{\mu} & G_\varphi^{\varphi_k} & G_\nu^{\zeta} \end{bmatrix}$$

W analizowanym przypadku elementy tej macierzy są określone przez wyrażenia:

$$G_\nu^{\varrho_1} = k_{WP}a_1^{WP} + \frac{(k_{WP}a_4^{WP} + k_{NP}a_4^{NP})\,a_1^s}{T_p\,s - a_4^s},$$

$$G_\nu^{\mu} = k_{WP}a_2^{WP} + \frac{(k_{WP}a_4^{WP} + k_{NP}a_4^{NP})\,a_2^s}{T_p\,s - a_4^s},$$

$$G_\nu^{\varrho_k} = k_{NP}a_3^{NP} + \frac{(k_{WP}a_4^{WP} + k_{NP}a_4^{NP})\,a_3^s}{T_p\,s - a_4^s},$$

$$G_\nu^{\zeta} = 0,$$

$$G_\varphi^{\varrho_1} = G_\nu^{\varrho_1}G_\varphi^{\nu} = \frac{\alpha\,k_{WP}a_1^{WP}}{T\,s} + \frac{(k_{WP}a_4^{WP} + k_{NP}a_4^{NP})\,a_1^s\alpha}{T\,s\,(T_p\,s - a_4^s)} \quad (36)$$

$$G_{\varphi}^{\mu} = G_{\nu}^{\mu} G_{\varphi}^{\nu} = \frac{\alpha\, k_{WP} a_2^{WP}}{T\, s} + \frac{(k_{WP} a_4^{WP} + k_{NP} a_4^{NP})\, a_2^s \alpha}{T\, s\, (T_p s - a_4^s)},$$

$$G_{\varphi}^{\varrho_k} = G_{\nu}^{\varrho_k} G_{\varphi}^{\nu} = \frac{\alpha\, k_{NP} a_3^{NP}}{T\, s} + \frac{(k_{WP} a_4^{WP} + k_{NP} a_4^{NP})\, a_3^s \alpha}{T\, s\, (T_p s - a_4^s)},$$

$$G_{\varphi}^{\zeta} = - \frac{\alpha}{T\, s}.$$

7. OKREŚLANIE WSPÓŁCZYNNIKÓW MODELU

Przedstawiony model matematyczny zawiera szereg współczynników wynikających z indywidualnych cech rozpatrywanego turbozespołu. Współczynniki te wyliczyć można z zależności (14), (18), (32), przy czym potrzebna jest znajomość funkcji (4), (8), (10), (16) oraz właściwości czynnika roboczego.

W pracach [1], [2], [3], [6], [7] dotyczących turbozespołów elektrowni klasycznych omawiane współczynniki wyznaczane były przez bezpośrednie różniczkowanie prostych, bardzo przybliżonych zależności danych w postaci analitycznej, przy traktowaniu czynnika roboczego jako gaz idealny.

Dla określenia współczynników modelu turbozespołu dla elektrowni jądrowej zaproponowano inne, ogólniejsze postępowanie, polegające na wykorzystaniu statycznego modelu turbozespołu [4], [5]. Postępowanie takie jest niezbędne w rozpatrywanym przypadku, zaś zastosowanie go do modelu turbozespołów klasycznych pozwala na wyznaczenie dokładniejszych wartości współczynników.

Poszukiwane zależności (4), (8), (10), (16), są w ogólnym przypadku dane w postaci układów równań algebraicznych, których nie można różniczkować w sposób bezpośredni. Są one elementami modelu statycznego turbozespołu. Można zatem przy pomocy tego modelu określić stan początkowy analizowanego procesu dynamicznego, a następnie w obszarze bliskim tego stanu wyznaczyć charakterystyki turbozespołu odpowiadające poszczególnym potrzebnym zależnościom funkcyjnym. Charakterystyki te pozwolą określić odpowiednie pochodne.

8. PORÓWNANIE MACIERZY TRANSMITANCJI TURBOZESPOŁU DLA ELEKTROWNI JĄDROWEJ I KLASYCZNEJ

Opisaną wyżej metodą obliczono współczynniki modelu turbozespołu dla elektrowni jądrowej z turbiną K-220-44 produkcji HTGZ (ZSRR) przy pracy w warunkach nominalnych, a następnie wyznaczono elementy macierzy transmitancji. Elementy tej macierzy porównano z odpowiadającymi im elementami macierzy transmitancji turbozespołu klasycznego z krajową turbiną PWK 200, wyznaczonymi w pracy [1]. Podstawowe dane techniczne obu turbozespołów zestawiono w tablicy 1, a elementy ich macierzy transmitancji w tablicy 2.

W obu przypadkach, ze względu na zmiany położenia zaworów regulacyjnych i ciśnienia początkowego pary można traktować turbozespół, przy sterowaniu jego mocy, jako człon proporcjo-

Tablica 1

	PWK 200	K220 - 44
N_t [MW]	200	220
p_1 [bar]	127,4	43,2
T_1 [°C]	535	254
T_p [°C]	535	240
p_{sp} (średnie) [bar]	22,6	2,61
p_k [bar]	0,074	0,032
k_{WP}	0,3	0,483
α_s	0,87	0,67
T_p [s]	7,9	1,08

Tablica 2

	PWK 200	K220 - 44
$G_{\nu}^{\varrho_1}$	$1{,}2\,\dfrac{1 + 3{,}56s}{1 + 7{,}65s}$	$2{,}25\,\dfrac{1 + 0{,}53s}{1 + 1{,}01s}$
G_{ν}^{μ}	$1{,}03\,\dfrac{1 + 2{,}93s}{1 + 7{,}65s}$	$1{,}98\,\dfrac{1 + 0{,}49s}{1 + 1{,}01s}$
$G_{\nu}^{\varrho_k}$	$-\ 0{,}057$	$-\ 0{,}0837$

nalno-różniczkujący, inercyjny. Na zmiany ciśnienia w skraplaczu oba turbozespoły reagują jako człon proporcjonalny, bezinercyjny. Stałe czasowe turbozespołów są bliskie stałym czasowym separatora-przegrzewacza lub przegrzewacza międzystopniowego. W przypadku turbozespołu klasycznego stała ta jest około siedmiokrotnie większa. Turbozespół dla elektrowni jądrowej posiada natomiast dwukrotnie większy współczynnik wzmocnienia.

BIBLIOGRAFIA

[1] D o m a c h o w s k i Z.: Równania transmitancji turbozespołu ze względu na parametry pary przed turbiną, w przegrzewaczu wtórnym i skraplaczu. Prace Instytutu Maszyn Przepływowych PAN, 50/1970, PWN. Warszawa-Poznań.

[2] I w a n o w W.W.: Stacjonarnyje i pierechodnyje reżimy moszcznych paroturbinnych ustanowok. Energia, Moskwa 1971.

[3] K i r i ł o w J.J.: Awtomaticzeskoje regulirowanie parowych i gazowych turbin. Maszgiz. Moskwa 1961.

[4] M i l l e r A., L e w a n d o w s k i J., G r u n w a l d B.: The mathematical model of condensing steam turbine for saturated steam-set in nuclear power station. Prace Instytutu Maszyn Przepływowych PAN, 70-72/1976. PWN. Warszawa-Poznań.

[5] Modelowanie układu cieplnego i głównych urządzeń elektrowni jądrowej z reaktorami WWER dla ustalonych warunków pracy przy różnych obciążeniach. Praca Instytutu Techniki Cieplnej PW, 1975, Warszawa (niepublikowane).

[6] P r o f o s P.: Die Regelung von Dampfanlagen. Springer-Verlag. Berlin 1962.

[7] S z c z e g l a j e w A.W., S m i e l n i c k i S.G.: Regulirowanie parowych turbin. Gosenergoizd. Moskwa 1962.

ЛИНЕЙНАЯ МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДИНАМИКИ ТУРБОАГРЕГАТА, РАБОТАЮЩЕГО НА НАСЫЩЕННОМ ПАРЕ, ПРЕДНАЗНАЧЕННОГО ДЛЯ АТОМНОЙ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

К р а т к о е с о д е р ж а н и е

Приводится линейная математическая модель турбоагрегата, предназначенного для атомной электростанции, рассматриваемого в качестве объекта регулирования. Определяются элементы матрицы передачи такого турбоагрегата. Приводятся результаты сравнения передаточных функций турбоагрегатов для классической и атомной электростанций.

LINEAR MODEL OF DYNAMICS OF A SATURATED STEAM TURBINE SET FOR THE NUCLEAR POWER STATION

S u m m a r y

The linear mathematical model of a saturated steam turbine set for the nuclear power station, treated as an object of control, has been presented. The matrix elements of the transmittance of such turbine set have been determined. The comparison of the turbine set transmittances for conventional and nuclear power plants has been made.

Rękopis dostarczono w marcu 1977 r.