

Roman KROK

## ZASTOSOWANIE ZASTĘPCZYCH SCHEMATÓW CIEPLNYCH DO OBLICZEŃ PÓL TEMPERATURY W WIRNIKACH TURBOGENERATORÓW PRZY ASYMETRYCZNYM OBCIĄŻENIU

**Streszczenie.** W artykule przedstawiono zastępczy schemat cieplny opracowany dla wirnika turbogeneratora z pośrednim systemem chłodzenia przeznaczony do obliczeń pola temperatury przy obciążeniu asymetrycznym. W modelu tym uwzględniono straty mocy występujące przy powierzchni wirnika od składowej przeciwnej oraz wyższych harmonicznych pola magnetycznego. Przedstawiono również przykładowe obliczenia cieplne wykonane dla wirnika turbogeneratora TW2-30-2.

## APPLICATION OF THERMAL DIAGRAMS FOR THERMAL FIELD CALCULATIONS IN TURBOGENERATOR ROTORS AT ASYMMETRICAL LOAD

**Summary.** The equivalent thermal diagram of a turbogenerator rotor with intermediate system of ventilation for thermal field calculations in case of turbogenerator asymmetrical load is presented in the paper. The thermal model takes into account power losses at the rotor surface from the negative component and higher harmonics of the magnetic field. The thermal calculations made for TW2-30-2 turbogenerator rotor are given in the paper, as well.

## 1. WSTĘP

W czasie asymetrycznego obciążenia turbogeneratorsa w rdzeniu stojana oraz w wirniku pojawiają się dodatkowe straty mocy. Jak wynika z praktyki eksploatacyjnej i remontowej [6], przy obciążeniu asymetrycznym bardziej nagrzewają się elementy wirnika i są tym samym bardziej narażone na uszkodzenia termiczne. Ograniczenie asymetrii obciążenia wynika więc z konieczności ograniczenia przyrostów temperatury w elementach wirnika do wartości dopuszczalnych. Problem ten dotyczy w szczególności turbogeneratorów małej mocy pracujących w elektrowniach przemysłowych narażonych na duże asymetrie obciążenia.

## 2. MODELOWANIE PÓL TEMPERATURY W WIRNIKACH TURBOGENERATORÓW PRZY ASYMETRYCZNYM OBCIĄŻENIU METODĄ ZASTĘPCZYCH SCHEMATÓW CIEPLNYCH

Do obliczeń pól temperatury w wirnikach turbogeneratorów przy asymetrycznym obciążeniu można wykorzystać [1, 2, 3, 4] metodę zastępczych schematów cieplnych. Podział fragmentu wirnika, w którym obliczane jest pole temperatury na obszary różnicowe, wymaga uwzględnienia specyficznego rozkładu strat na powierzchni wirnika. Straty te występują w cienkich przypowierzchniowych warstwach wirnika, co wymaga zagęszczenia podziału w tym obszarze.

W elementach wirnika turbogeneratorsa występują straty:

- a) w uzwojeniu wzbudzenia wywołane:
  - przepływającym przez nie prądem stałym,
  - składową przemienną w prądzie wzbudzenia (w turbogeneratorach z litym blokiem wirnika wyposażonym w przewodzące kliny straty wywołane składową przemienną prądu wzbudzenia [6] są pomijalnie małe),
- b) przy powierzchni wirnika od harmonicznych strefowych i zębowych napięcia magnetycznego statora oraz od zmian reluktancji szczeliny,
- c) **dotychczas przy powierzchni wirnika wywołane przez strumień przeciwniej kolejności faz.**

Straty w uzwojeniu wzbudzenia oraz przy powierzchni wirnika od harmonicznych strefowych i zębowych napięcia magnetycznego statora oraz od zmian reluktancji szczeliny wyznaczono opierając się na relacjach przedstawionych w [4, 7].

Straty na powierzchni wirnika wywołane przez strumień przeciwnej kolejności faz [4, 5, 7] obliczono z relacji:

$$\Delta P_w = 3 I_2^2 (R_2 - R_1), \quad (1)$$

w której:

- $I_2$  - składowa symetryczna przeciwnej kolejności faz prądu twornika,
- $R_2$  - rezystancja dla składowej przeciwnej,
- $R_1$  - rezystancja uzwojenia twornika.

Głębokości wnikania poszczególnych strat występujących przy powierzchni wirnika oraz ich rozdział na straty w klinie oraz w głowicy zęba dokonano opierając się na relacjach podanych w [4, 6, 7].

Posługując się metodą zastępczych schematów cieplnych opracowano model cieplny wirnika z pośrednim systemem chłodzenia do obliczeń pola temperatury przy asymetrycznym obciążeniu generatora. Model ten sporządzono przyjmując następujące założenia upraszczające:

- poszczególne straty występujące na powierzchni wirnika są równomiernie rozłożone w warstwach przypowierzchniowych o grubościach równych głębokościom wnikania tych strat,
- głębokości wnikania strat określono dla dominującej harmonicznej pola wywołującej określony rodzaj strat,
- ze względu na powtarzalność rozkładu temperatury w obrębie fragmentów wirnika obejmujących połowę podziałki żłobkowej model cieplny opracowano dla jednego takiego fragmentu,
- straty przy powierzchni wirnika, przewodności cieplne materiałów oraz współczynnik wnikania ciepła z powierzchni wirnika nie zależą od temperatury,
- stała jest temperatura medium chłodzącego w szczelinie stojan-wirnik.

Na rys.1. przedstawiono podział fragmentu wirnika z pośrednim systemem chłodzenia na obszary różnicowe. Podziału tego dokonano uwzględniając:

a) konstrukcję wirnika:

- strefy 1÷3 - głowica zęba i klin żłobkowy,
- strefa 4 - podkładka izolacyjna pod klinem,
- strefa 5 - pręty uzwojenia;

b) głębokości wnikania strat przypowierzchniowych w głowicy zęba i klina żłobkowego - podział na strefy od 1 do 3.

Poszczególnym obszarom różnicowym przyporządkowano zastępcze schematy cieplne i połączono je galwanicznie tworząc zastępczy schemat cieplny wirnika (rys. 2).

Występujące na zastępczym schemacie cieplnym wielkości oznaczają:

**Przyrosty temperatury:**

$\Delta\vartheta(1, j, \tau)$  - j-tego obszaru różnicowego w zębie i głowicy zęba w kroku czasowym  $\tau$ ,

$\Delta\vartheta(2, j, \tau)$  - j-tego obszaru różnicowego w prętach uzwojenia, podkładce pod klinem i w klinie żłobkowym w kroku czasowym  $\tau$ ,

**Straty w prętach uzwojenia:**

$$P_p^*(j, \tau - 1) = P_{po} (1 + \beta \Delta\vartheta(2, j, \tau - 1)) \quad \text{dla } j = 1, 2, \dots, l_p, \quad (2)$$

$$P_{po} = p_{po} \frac{h_p b_p}{2}, \quad p_{po} = j_p^2 \rho_o,$$

gdzie:

$P_{po}$  - jednostkowe straty mocy w prętach uzwojenia w temperaturze odniesienia (temperatura medium chłodzącego na wylocie z chłodnicy),

$h_p, b_p$  - szerokość i wysokość pręta,

$l_p$  - liczba prętów w żłobku,

$j_p$  - gęstość prądu w prętach uzwojenia wzbudzenia,

$\rho_o$  - rezystywność materiału pręta w temperaturze odniesienia,

$\beta$  - termiczny współczynnik rezystancji materiału pręta,

**Straty w obszarach różnicowych klina żłobkowego i głowicy zęba:**

- straty w j-tym obszarze różnicowym w głowicy zęba,

$$P(1, j) = \left( \sum_{i=1}^4 p_z^{(i)} \right) b_{zsr} \Delta x, \quad (3)$$

- straty w j-tym obszarze różnicowym w klinie żłobkowym,

$$P(2, j) = \left( \sum_{i=1}^4 p_k^{(i)} \right) b_{kl sr} \Delta x, \quad (4)$$

gdzie:

$\sum_{i=1}^4 p_z^{(i)}$  - suma gęstości strat wytwarzanych w głowicy zęba na głębokości większej lub równej odległości j-tego obszaru różnicowego od powierzchni wirnika,

- $\sum_{i=1}^4 p_{kl}^{(i)}$  - suma gęstości strat wytwarzanych w klinie żłobkowym na głębokości większej lub równej odległości j-tego obszaru różnicowego od powierzchni wirnika,  
 $b_{zsr}$  - średnia szerokość zęba,  
 $b_{kl sr}$  - średnia szerokość klina,  
 $\Delta x$  - wysokość j-tego obszaru różnicowego.

Przy powierzchni głowic zębów i klinów żłobkowych występują straty:

- od zmian reluktancji szczeliny na skutek uzębienia statora o gęstościach odpowiednio  $p_z^{(1)}$  przy powierzchni głowic zębów i  $p_{kl}^{(1)}$  przy powierzchni klinów żłobkowych,
- od harmonicznym strefowym napięcia magnetycznego statora o gęstościach odpowiednio  $p_z^{(2)}$  przy powierzchni głowic zębów i  $p_{kl}^{(2)}$  przy powierzchni klinów żłobkowych,
- od harmonicznym zębowym napięcia magnetycznego statora o gęstościach odpowiednio  $p_z^{(3)}$  przy powierzchni głowic zębów i  $p_{kl}^{(3)}$  przy powierzchni klinów żłobkowych,
- wywołane asymetrią obciążenia o gęstościach odpowiednio  $p_z^{(4)}$  przy powierzchni głowic zębów i  $p_{kl}^{(4)}$  przy powierzchni klinów żłobkowych.

Gęstości strat w poszczególnych obszarach różnicowych głowicy zęba i klina żłobkowego są równe sumie gęstości strat wytwarzanych w tych obszarach. W obszarze różnicowym wytwarzane są te straty, których głębokość wnikania jest większa lub równa odległości obszaru różnicowego od powierzchni wirnika.

#### Przewodności cieplne związane ze zjawiskiem wnikania ciepła drogą konwekcji z powierzchni:

- głowicy zęba do medium chłodzącego w szczelinie stojan-wirnik:

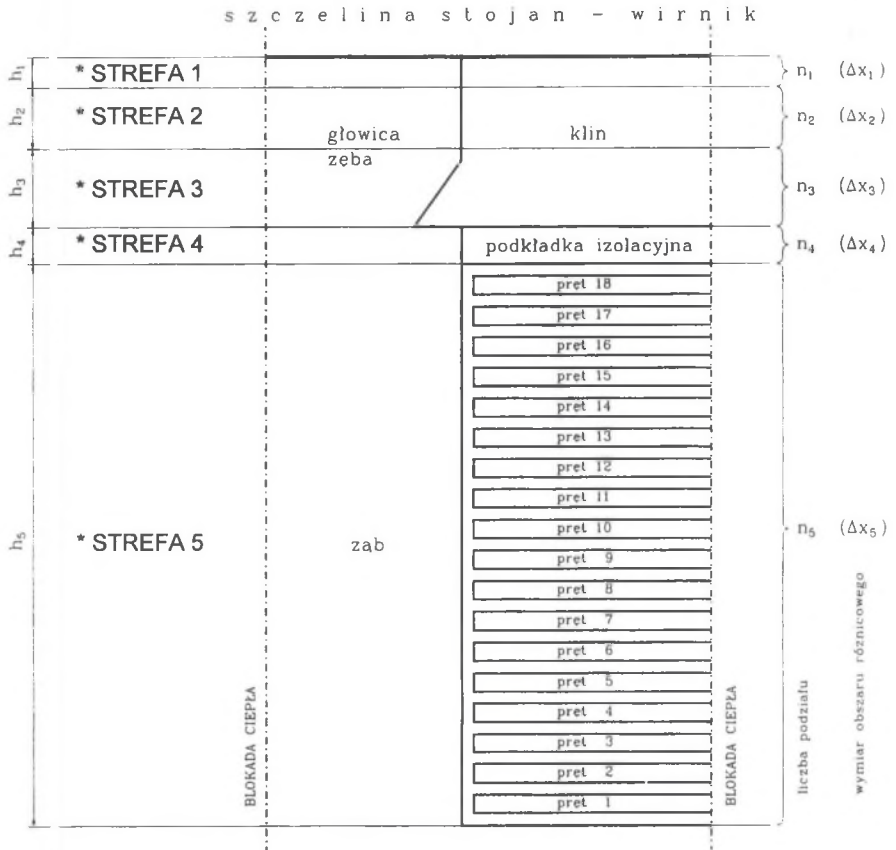
$$A_{zs} = 0.5 \alpha_s b_{z1}, \quad (5)$$

- klina do medium chłodzącego w szczelinie stojan-wirnik:

$$A_{ks} = 0.5 \alpha_s b_{kl1}, \quad (6)$$

gdzie:

- $b_{z1}$  - szerokość głowicy zęba przy szczelinie stojan-wirnik,
- $b_{kl1}$  - szerokość klina przy szczelinie stojan-wirnik,
- $\alpha_s$  - współczynnik wnikania ciepła z powierzchni wirnika do medium chłodzącego w szczelinie stojan-wirnik,

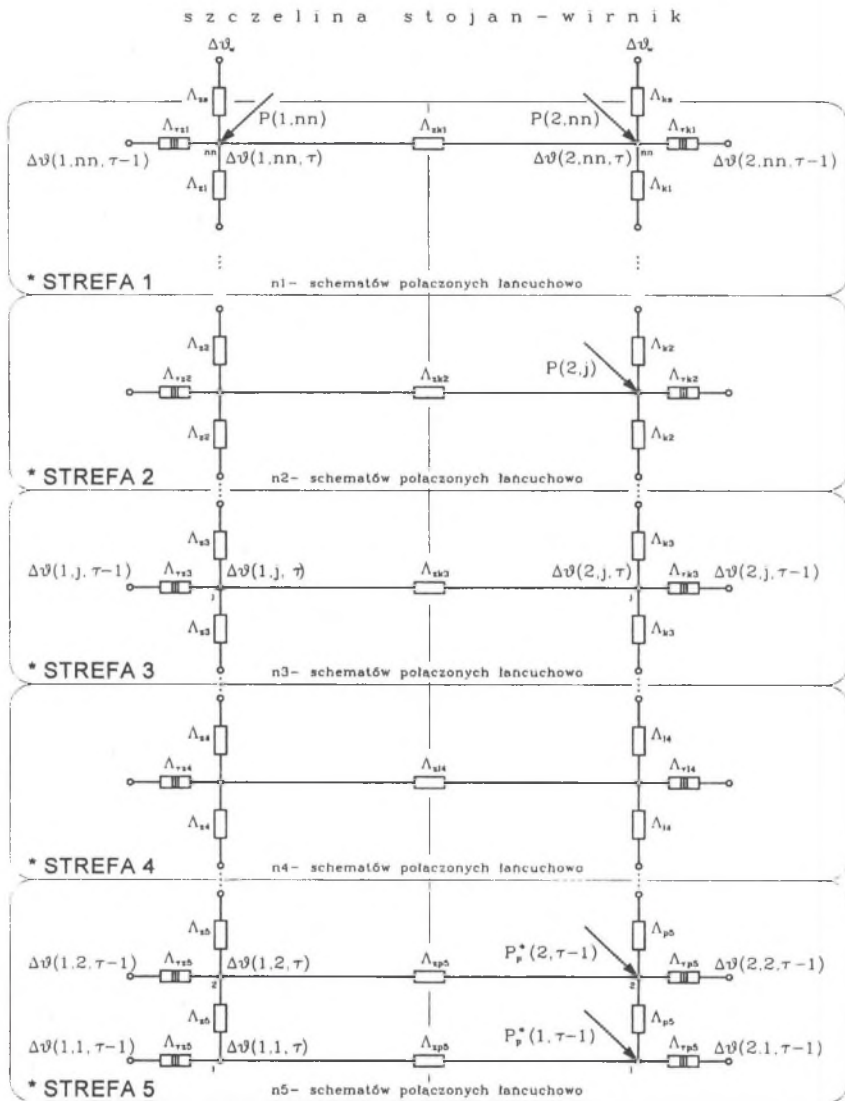


*Parametry podziału przyjęte dla wirnika turbogenerators TW2-30-2:*

- \* STREFA 1 -  $\Delta x_1 = 0,1 \text{ mm}$ ,  $n_1 = 10$ ,  $h_1 = 1 \text{ mm}$ ,
- \* STREFA 2 -  $\Delta x_2 = 0,5 \text{ mm}$ ,  $n_2 = 18$ ,  $h_2 = 9 \text{ mm}$ ,
- \* STREFA 3 -  $\Delta x_3 = 1,0 \text{ mm}$ ,  $n_3 = 19$ ,  $h_3 = 19 \text{ mm}$ ,
- \* STREFA 4 -  $\Delta x_4 = 2,0 \text{ mm}$ ,  $n_4 = 4$ ,  $h_4 = 8 \text{ mm}$ ,
- \* STREFA 5 -  $\Delta x_5 = 6,1 \text{ mm}$ ,  $n_5 = 18$ ,  $h_5 = 109,8 \text{ mm}$

Rys.1. Podział fragmentu wirnika z pośrednim systemem chłodzenia obejmującego połowę podziałki zębów na obszary różnicowe

Fig.1. Division of the rotor fragment with intermediate system of ventilation enclosing a half of the slot pitch into differential elements



Rys.2. Zastępczy schemat cieplny do obliczeń rozkładu przyrostów temperatury w wirniku turbogenerators z pośrednim systemem chłodzenia przy asymetrycznym obciążeniu generatora

Fig.2. Equivalent thermal diagram for calculation of temperature rise distributions in the turbogenerator rotor with intermediate system of ventilation at turbogenerator asymmetrical load

**Przewodności cieplne związane ze zjawiskiem przewodzenia ciepła w kierunku promieniowym:**

- wzdłuż zęba i głowicy zęba w i-tej strefie:

$$\Lambda_{zi} = \frac{\lambda_{Fe} b_{zsr}}{2 \Delta x_i} \quad \text{dla } i = 1, 2, \dots, 5, \quad (7)$$

- wzdłuż klina żłobkowego w i-tej strefie:

$$\Lambda_{ki} = \frac{\lambda_{kl} b_{kl sr}}{2 \Delta x_i} \quad \text{dla } i = 1, 2, 3, \quad (8)$$

- wzdłuż przekładki izolacyjnej znajdującej się pod klinem żłobkowym:

$$\Lambda_{I4} = \frac{\lambda_{iz} b_{kl sr}}{2 \Delta x_4}, \quad (9)$$

- przez przekładki izolacyjne znajdujące się pomiędzy prętami uzwojenia:

$$\Lambda_{p5} = \frac{\lambda_{iz} b_p}{2 g_{iz}}, \quad (10)$$

gdzie:

- $\lambda_{Fe}, \lambda_{kl}, \lambda_{iz}$  - przewodności cieplne właściwe odpowiednio żelaza beczki wirnika, materiału klina żłobkowego i izolacji,
- $g_{iz}$  - grubość przekładek izolacyjnych znajdujących się pomiędzy prętami,

**Przewodności cieplne związane ze zjawiskiem przewodzenia ciepła w kierunku stycznym do powierzchni wirnika pomiędzy przyległymi obszarami różnicowymi:**

- w głowicy zęba i w klinie żłobkowym,

$$\Lambda'_{zki} = \frac{2 \lambda_{Fe} \Delta x_i}{b_{zsr}}, \quad \Lambda''_{zki} = \frac{2 \lambda_{kl} \Delta x_i}{b_{kl sr}}, \quad \Lambda_{zki} = \frac{\Lambda'_{zki} \cdot \Lambda''_{zki}}{\Lambda'_{zki} + \Lambda''_{zki}}, \quad \text{dla } i = 1, 2, 3, \quad (11)$$

- w zębie i przekładce izolacyjnej pod klinem,

$$\Lambda'_{zI4} = \frac{2 \lambda_{Fe} \Delta x_4}{b_{zsr}}, \quad \Lambda''_{zI4} = \frac{2 \lambda_{iz} \Delta x_4}{b_{kl sr}}, \quad \Lambda_{zI4} = \frac{\Lambda'_{zI4} \cdot \Lambda''_{zI4}}{\Lambda'_{zI4} + \Lambda''_{zI4}}, \quad (12)$$

- w zębie i prętach uzwojenia,

$$\Lambda'_{zp5} = \frac{2 \lambda_{Fe} \Delta x_5}{b_{zsr}}, \quad \Lambda''_{zp5} = \frac{\lambda_{iz} h_p}{g_z}, \quad \Lambda_{zp5} = \frac{\Lambda'_{zp5} \cdot \Lambda''_{zp5}}{\Lambda'_{zp5} + \Lambda''_{zp5}}, \quad (13)$$

gdzie:

- $g_z$  - jednostronna grubość izolacji żłobkowej.



Opracowany zastępczy schemat cieplny rozwiązywany jest metodą potencjałów (tutaj temperatur) węzłowych. Do rozwiązania powstałego układu równań wykorzystano metodę eliminacji Gaussa z wyborem elementu głównego w kolumnie.

### 3. ROZKŁAD PRZYROSTU TEMPERATURY W WIRNIKU TURBOGENERATORA TW2-30-2 PRZY DŁUGOTRWAŁEJ PRACY Z ASYMETRYCZNYM OBCIĄŻENIEM

Obliczenia cieplne przy asymetrycznym obciążeniu wykonano dla wirnika turbogeneratora TW2-30-2 o danych znamionowych:

$$\begin{aligned} S_n &= 37\,500 \text{ kVA}, & U_n &= 6\,300 \text{ V}, & I_m &= 468 \text{ A} . \\ P_n &= 30\,000 \text{ kW}, & I_n &= 3\,440 \text{ A}, \\ \cos \varphi_n &= 0.80, \end{aligned}$$

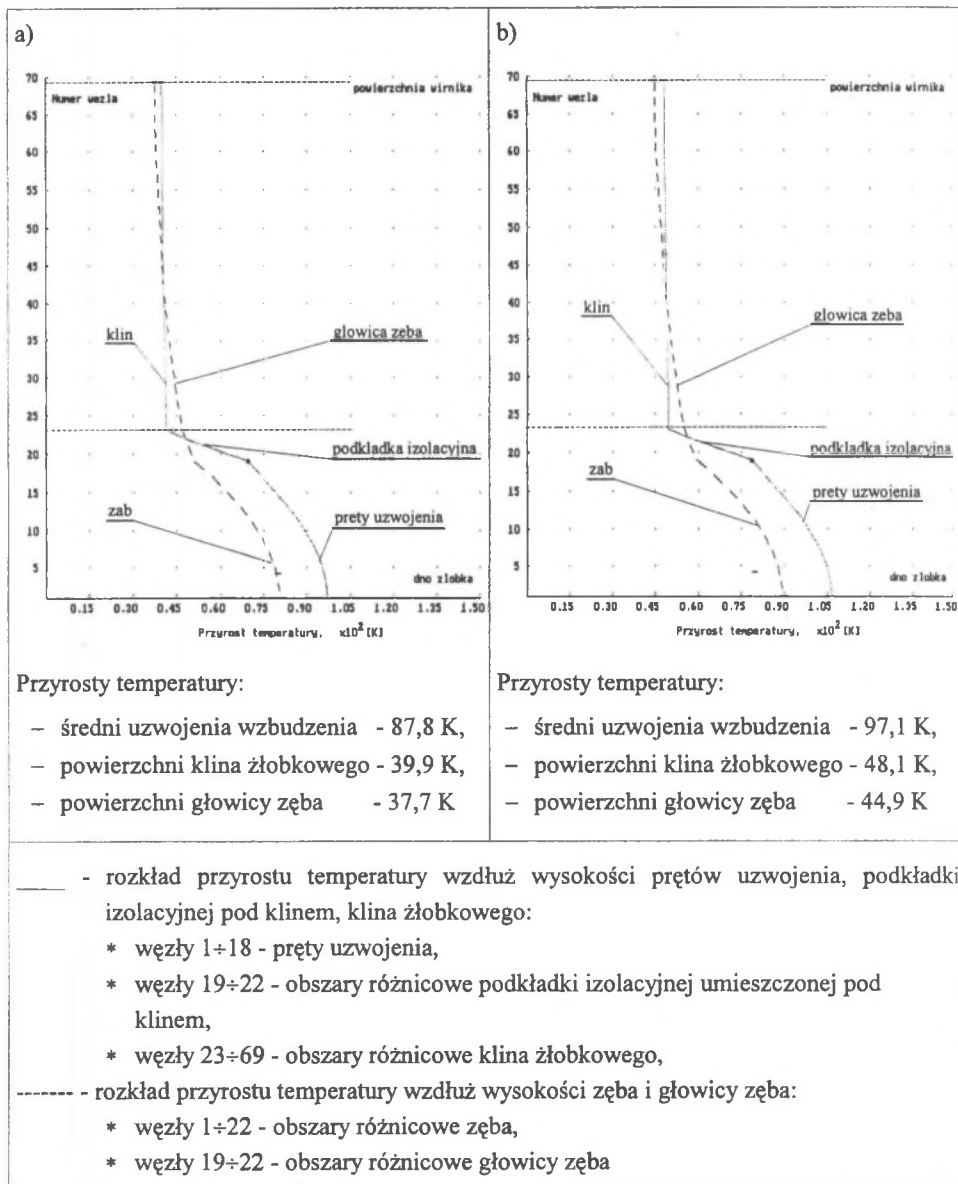
W generatorze tym stosowane jest pośrednie chłodzenie wirnika wodorem o ciśnieniu 1.27 [at], zaś rezystancje wynoszą:

$$R_{2r} = 0,05, \quad R_{1(75^\circ\text{C})} = 0,00245 \, \Omega, \quad R_{f(75^\circ\text{C})} = 0,409 \, \Omega.$$

Opierając się na opracowanym modelu cieplnym wykonano program komputerowy, z pomocą którego obliczono rozkłady przyrostów temperatury w elementach wirnika turbogeneratora TW2-30-2 przy obciążeniu asymetrycznym dla którego wartość względna składowej przeciwnej prądu twornika wynosi  $I_{2r} = 0,10$ , zaś  $I_{1r} = 1$  (rys.3b). Dla porównania wyznaczono również rozkłady przyrostów temperatury przy obciążeniu symetrycznym przy  $I_{1r} = 1$  (rys.3a).

Z przeprowadzonych obliczeń cieplnych wykonanych dla wirnika turbogeneratora TW2-30-2 wynika, że:

- maksymalny przyrost temperatury na powierzchni wirnika występuje na powierzchni klinów żłobkowych i wynosi przy obciążeniu:
  - \* symetrycznym, dla którego  $I_{1r} = 1, I_{2r} = 0$  - 39,9 °C,
  - \* asymetrycznym, dla którego  $I_{1r} = 1, I_{2r} = 0,10$  - 48,1 °C,
- przy asymetrycznym obciążeniu generatora, dla którego  $I_{1r} = 1$  i  $I_{2r} = 0,10$  nie jest przekroczony dopuszczalny przyrost temperatury powierzchni wirnika  $\Delta\tau_{\text{dop.}} = 150$  °C,
- straty dodatkowe przy powierzchni wirnika powodują zwiększenie przyrostów temperatury prętów uzwojenia i przylegającej do nich izolacji żłobkowej. Średni przyrost temperatury uzwojenia wzbudzenia wynosi przy obciążeniu:
  - \* symetrycznym, dla którego  $I_{1r} = 1, I_{2r} = 0$  - 87,8 °C,
  - \* asymetrycznym, dla którego  $I_{1r} = 1, I_{2r} = 0,10$  - 97,1 °C



Rys.3. Rozkłady przyrostów temperatury w elementach wirnika turbogeneratora TW2-30-2 przy:

a) symetrycznym obciążeniu generatora -  $I_{1r} = 1$ ,

b) asymetrycznym obciążeniu generatora -  $I_{2r} = 0,1$ ,  $I_{1r} = 1$

Fig.3. Distributions of temperature rises in TW2-30-2 turbogenerator rotor elements for:

a) turbogenerator symmetrical load -  $I_{1r} = 1$ ,

b) turbogenerator asymmetrical load -  $I_{2r} = 0,1$ ,  $I_{1r} = 1$

- przy asymetrycznym obciążeniu generatora, dla którego  $I_{1r} = 1$  i  $I_{2r} = 0,10$ , średni przyrost temperatury uzwojenia wzbudzenia wynosi  $97,1\text{ }^{\circ}\text{C}$  i jest o  $7,1\text{ }^{\circ}\text{C}$  większy od dopuszczanego przez wytwórcę,
- przy długotrwałym asymetrycznym obciążeniu generatora miejscem szczególnie narażonym w wirniku na uszkodzenie termiczne jest izolacja żłobkowa, ponieważ jej przyrost temperatury przy podwyższaniu wartości składowej przeciwnej prądu twornika najszybciej osiąga wartość dopuszczalną.

#### 4. WNIOSKI

Opracowany model cieplny umożliwia obliczenia pól temperatury w wirnikach turbogeneratorów przy obciążeniu asymetrycznym z uwzględnieniem specyficznego w tym stanie pracy generatora rozkładu strat przy powierzchni wirnika. Sporządzony program komputerowy pozwala określić dopuszczalny prąd składowej symetrycznej przeciwnej kolejności faz turbogeneratora oraz zlokalizować miejsca w wirniku narażone na uszkodzenia termiczne wywołane przekroczeniem dopuszczalnych przyrostów temperatury. Z wyników obliczeń cieplnych wykonanych dla wirnika turbogeneratora TW2-30-2 przy długotrwałym asymetrycznym obciążeniu wynika, że miejscem narażonym na uszkodzenie termiczne jest izolacja uzwojenia na dnie żłobka, zaś przyrosty temperatury powierzchni wirnika są znacznie mniejsze od dopuszczalnych.

#### LITERATURA

1. Krok R., Miksiewicz R.: Application of thermal resistance network for the analysis of thermal fields in turbogenerator rotors with direct and intermediate cooling of windings. ICEM'96, 10-12 September 1996, Vigo, Spain.
2. Krok R., Miksiewicz R.: Modeling of the thermal field in excitation windings of a turbogenerators on basis of resistance networks. ELECTRIMACS'96, 17-19 September 1996 Saint-Nazaire, France.
3. Krok R., Miksiewicz R.: Pakiet programów komputerowych do analizy pól temperatury w wirnikach turbogeneratorów chłodzonych powietrzem oraz wodorem. Energetyka nr 2, luty 1997.
4. Latek W.: Turbogeneratory. WNT, Warszawa 1973.
5. Paszek W.: Stany nieustalone w maszynach elektrycznych, część 2, Maszyny synchroniczne. Skrypt uczelniany Politechniki Śląskiej nr 1013, Gliwice 1981.
6. Przybysz J.: Turbogeneratory eksploatacja i diagnostyka. WNT, Warszawa 1991.

7. Przybysz J.: Wyznaczenie rozkładu temperatur w wirnikach turbogeneratorów z chłodzeniem pośrednim. Rozprawa doktorska, Politechnika Warszawska, Wydział Elektryczny, Katedra Maszyn Elektrycznych, Warszawa 1967.
8. Titow W.W., Chutoreckij G.M., Zagorodnaja G.A., Wartanjan G.P., Zaslawskij D.I., Smotrow I.A.: Turbogeneratory – Rasczet i konstrukcyja. Energija, Leningradskoje Otdielenije, Leningrad 1967.

Recenzent: Prof. dr hab. inż. Piotr Wach

Wpłynęło do Redakcji dnia 20 grudnia 1998 r.

### Abstract

The thermal model of a turbogenerator rotor with intermediate system of ventilation for thermal field calculations in case of turbogenerator asymmetrical load is presented in the paper. This model has been worked out basing on the equivalent thermal diagrams. It takes into account power losses at the rotor surface both from the negative component and higher harmonics of the magnetic field. Suitably dense division of the rotor surface layer, in which the losses are generated, into differential elements enables to take into account various depth of the particular loss penetration dependent on the field harmonic frequency. Because of repeatability of the temperature distribution in the rotor fragments corresponding with a half of the slot pitch (Fig.1) it is sufficient to make a thermal model of one rotor fragment only. The equivalent thermal diagram for calculations of temperature distributions in the rotor in case of asymmetrical load both for steady and transient thermal states is presented in Fig.2. A computer program has been developed basing on this diagram. It has been used for thermal calculations of TW2-30-2 turbogenerator rotor with intermediate system of ventilation. Distributions of temperature rises in the rotor elements in case of the rated load (Fig.3a) and asymmetrical load (Fig.3b) have been determined. The symmetrical component of the armature current negative phase sequence in case of the turbogenerator asymmetrical load is equal to 0.1. The worked out computer program enables to calculate the limit value of the negative phase sequence current component as well as to locate the spots, where risks of the rotor thermal failure occur.