Roman KROK, Roman MIKSIEWICZ

ANALIZA ZAGROŻEŃ TERMICZNYCH W WIRNIKACH TURBOGENERATORÓW PODCZAS ZWARĆ ZWOJOWYCH

Streszczenie. W artykule przedstawiono modele cieplne wirników turbogeneratorów z zabierakowym oraz aksjalnym wielostrugowym systemem chłodzenia opracowane metodą zastępczych schematów cieplnych. Modele te przystosowano do obliczeń pół temperatury w wirnikach przy zwarciach w uzwojeniu wzbudzenia. W pracy zamieszczono przykładowe wyniki obliczeń cieplnych wirników turbogeneratorów o mocach 50 MW i 200 MW.

ANALYSIS OF THERMAL RISKS IN TURBOGENERATOR ROTORS DURING INTERCOIL FAULTS

Summary. The thermal models of turbogenerator rotors with driving direct and axial multistream systems of ventilation are presented in the paper. They have been worked out basing on the method of equivalent thermal diagrams. These models have been adapted for thermal field calculations in rotors during faults in the excitation winding. The results of thermal calculations for rotors of the turbogenerators with power 50 MW and 200 MW are given in the paper as well.

Wstęp

Zwarcia w uzwojeniu wzbudzenia są najczęściej spotykanymi przyczynami uszkodzeń wirników turbogeneratorów. Powstające wówczas wysokie lokalne przyrosty temperatury powodują uszkodzenia termiczne izolacji uzwojenia oraz mogą być przyczyną uszkodzenia elementów skrajnych wirnika. W celu oceny zagrożeń termicznych oraz określenia sposobów zapobiegania tym zagrożeniom konieczne jest wyznaczenie rozkładów temperatur w wirniku w awaryjnych stanach pracy. Badanie rozkładów temperatur w wirnikach turbogeneratorów w przypadku zwarć można przeprowadzić na modelach fizycznych lub z pomocą modeli

matematycznych. Znaczny koszt budowy modeli fizycznych wirników turbogeneratorów dużej mocy (wyposażonych w rozbudowaną sieć kanałów wentylacyjnych) sprawia, że konieczne jest budowanie modeli matematycznych służących do obliczeń pól temperatur w czasie normalnej pracy oraz w stanach awaryjnych. Do modelowania pól temperatur wykorzystano metodę zastępczych schematów cieplno-elektrycznych.

W artykule przedstawiono ocenę zagrożeń termicznych występujących podczas zwarć w uzwojeniu wzbudzenia oraz wynikające stąd wnioski dotyczące diagnozowania takich stanów pracy.

1. MODELOWANIE ZWARĆ W UZWOJENIU WZBUDZENIA

Celem przeprowadzonej analizy było określenie zagrożeń termicznych elementów skrajnych wirnika występujących podczas zwarć międzyzwojowych w uzwojeniu wzbudzenia. Rozpatrywano zwarcia międzyzwojowe w części czołowej pomiędzy prętami leżącymi bezpośrednio pod kołpakiem. Zwarcia zamodelowano jako punktowe połączenie izolowanych miedzianych prętów o rezystancji przejścia R_k.

Lokalne straty mocy w punkcie zwarcia wynoszą:

$$P_{k} = \frac{U_{z}^{2} R_{k}}{(R_{k} + R_{c})^{2}}, \quad U_{z} = U_{f} \frac{N_{k}}{N_{f}}, \tag{1}$$

gdzie:

R_c - rezystancja zwartej części uzwojenia wzbudzenia,

U_f - napięcie uzwojenia wzbudzenia,

N_k - liczba zwojów pomiędzy zwartymi punktami uzwojenia,

N_f - liczba zwojów uzwojenia wzbudzenia.

Lokalne straty mocy w punkcie zwarcia są największe w sytuacji gdy $R_k = R_c$, i osiągają wtedy wartości dochodzące nawet do $10 \, kW$. Należy jednak zaznaczyć, że tak duże wartości strat mocy odpowiadają bardzo małym, nie spotykanym w praktyce wartościom rezystancji przejścia. Z badań uszkodzonych wirników wynika, że zwarcia zwojowe w uzwojeniu wzbudzenia (podobnie jak w prętach uzwojenia stojana) charakteryzują się większymi wartościami rezystancji przejścia mieszczącymi się w przedziale $(10^{-1} \div 10^{-2}) \Omega$.

2. OBLICZENIA ROZKŁADÓW TEMPERATUR W WIRNIKACH TURBOGENERATORÓW W PRZYPADKU ZWARĆ W UZWOJENIU WZBUDZENIA

Do modelowania rozkładów temperatury w wirnikach turbogeneratorów wykorzystano metodę zastępczych schematów cieplno-elektrycznych. Schematy opracowane dla różnych systemów wentylacji wirników oraz wykonane na ich podstawie programy komputerowe przedstawiono w [1, 2]. Opracowane modele cieplne można wykorzystać również do analizy awaryjnych stanów pracy generatora, np. zwarć zwojowych w uzwojeniu wzbudzenia. W artykule przedstawiono wyniki obliczeń cieplnych dla dwóch typów turbogeneratorów:

- 1) turbogeneratora o mocy 200 MW o bezpośrednim zabierakowym systemie wentylacji wirnika (rys.1),
- turbogeneratora o mocy 50 MW o aksjalnym wielostrugowym systemie wentylacji wirnika (rys.5).

Dla wirników tych turbogeneratorów opracowano zastępcze schematy cieplne (rys. 2 i rys. 6) oraz wykonano obliczenia rozkładów temperatur w uzwojeniu wzbudzenia dla rozpatrywanych stanów awaryjnych.

2.1. Obliczenia cieplne wirnika turbogeneratora o mocy 200 MW z bezpośrednim zabierakowym systemem wentylacji

Dla zabierakowego systemu wentylacji (rys.1) chłodzenie części żłobkowej uzwojenia wzbudzenia odbywa się za pomocą uformowanych odpowiednio skośnych kanałów, którymi przepływa medium chłodzące, omywając pręty uzwojenia wzbudzenia z dwóch stron. Skośne kanały chłodzące na długości wirnika uzyskano poprzez odpowiednie frezowanie wzajemnie w stosunku do siebie przesuniętych prętów uzwojenia wzbudzenia. Przez otwory włotowe w klinach żłobkowych medium chłodzące (wodór) przedostaje się ze szczeliny pomiędzy stojanem a wirnikiem generatora do kanałów położonych po jednej stronie prętów uzwojenia wzbudzenia, a następnie po dnie żłobka wirnika przepływa do kanałów znajdujących się po drugiej stronie prętów, skąd przechodzi do szczeliny przez otwory wylotowe w klinach. Medium chłodzące dopływa i odpływa w części żłobkowej strefami położonymi na przemian wzdłuż całej długości beczki wirnika.



Rys.1. Zabierakowy bezpośredni system wentylacji wirnika Fig.1. Direct system of rotor ventilation



Rys.2. Zastępczy schemat cieplno-elektryczny dla zabierakowego systemu wentylacji Fig.2. Equivalent thermal diagram for direct system of ventilation

W części czołowej uzwojenia wzbudzenia, w każdym pręcie wykonane są po dwa kanały podłużne. Medium chłodzące przepływa przez kanały w wale wirnika pod kołpak,

następnie przez kanały w częściach czołowych pretów, skąd wypływa otworami w klinach skrajnej strefy wirnika oraz kanałami w osi dużego zęba.

Liczby obszarów różnicowych, na które podzielono poszczególne elementy konstrukcyjne wirnika podczas tworzenia zastępczego schematu cieplno-elektrycznego wynoszą:

- 840 w prętach uzwojenia,
- 523 w kanałach aksjalnych w części czołowej uzwojenia,
- 634 w kanałach aksjalno-radialnych w części żłobkowej uzwojenia.
- 1997 całkowita liczba obszarów różnicowych.

Każdemu obszarowi różnicowemu odpowiada jeden węzeł na schemacie cieplnoelektrycznym.

Wielkości występujące na zastępczym schemacie cieplnym (rys.2) oznaczają:

Przyrosty temperatury:

$\Delta \vartheta(i,j)$	-	węzła reprezentującego i-ty obszar różnicowy j-tego pręta,					
$\Delta \mathcal{G}_{w1}(i,j), \Delta \mathcal{G}_{w2}(i,j)$	-	węzłów reprezentujących medium chłodzące w i-tym					
		obszarze różnicowym kanału aksjalnego w j-tym pręcie					
		odpowiednio w pierwszej i drugiej strefie chłodzenia,					
$\Delta \mathcal{G}_{wp31}(j) \div \Delta \mathcal{G}_{wp35}(j)$	-	węzłów reprezentujących medium chłodzące w kanałach					
		aksjalno-radialnych w j-tym pręcie w strefach chłodzenia					
		31÷35 na przedniej stronie pręta,					
$\Delta \mathcal{G}_{wt31}(j) \div \Delta \mathcal{G}_{wt35}(j)$	-	węzłów reprezentujących medium chłodzące w kanałach					
		aksjalno-radialnych w j-tym pręcie w strefach chłodzenia					
		31÷35 na tylniej stronie pręta,					
$\Delta 9_{wc}$	-	medium chłodzącego pod kołpakiem,					
9 Fre	_	odkuwki wimika:					

Moc (straty) wydzielana w elementarnych odcinkach pręta:

 $P_{c(l,j)}^*$ - w i-tym elementarnym odcinku j-tego pręta znajdującym się w obrębie części czołowej uzwojenia,

 $P_{b(i,j)}^*$ - w i-tym elementarnym odcinku j-tego pręta znajdującym się w obrębie części żłobkowej uzwojenia,

gdzie:

- *P_{co}*, *P_{bo}* jednostkowe straty mocy w części żłobkowej i czołowej pręta w temperaturze odniesienia (temperaturze medium chłodzącego na wyjściu z chłodnicy),
- J_c , J_b gęstości prądu w części czołowej i żłobkowej pręta,

S_c, S_b	-	powierzchnia	przekroju	poprzecznego	pręta	w	części	czołowej
		i żłobkowej,						
Δx	-	długość elementarnego odcinka pręta,						
ρο	-	rezystywność materiału pręta w temperaturze odniesienia,						
ß	_	termiczny współczynnik rezystancji materiału preta:						

Moce cieplne związane z unoszeniem ciepła przez medium chłodzące przepływające w kanale aksjalnym:

- *P_{wi}(i,j)* moc ciepłna wyprowadzana drogą unoszenia ciepła przez strugę medium chłodzącego wypływającą z i-tego obszaru różnicowego w kanale aksjalnym w j-tym pręcie w pierwszej strefie chłodzenia,
- *P_{ur2}(i,j)* moc cieplna doprowadzana drogą unoszenia ciepła przez strugę medium chłodzącego wpływającą do i-tego obszaru różnicowego w kanale aksjalnym w j-tym pręcie w drugiej strefie chłodzenia,

gdzie:

- strumień masy medium chłodzącego przepływającego w kanale aksjalnym (masa medium chłodzącego przepływającego w jednostce czasu przez przekrój poprzeczny kanału aksjalnego) odpowiednio w pierwszej i drugiej strefie chłodzenia,
- c_p ciepło właściwe medium chłodzącego przy stałym ciśnieniu;

Przewodności cieplne związane ze zjawiskiem przewodzenia ciepła dla ruchu ciepła:

- Λ_c wzdłuż prętów w części czołowej,
- Λ_b wzdłuż prętów w części żłobkowej,
- Λ_{pz} poprzez przekładki izolacyjne umieszczone pomiędzy prętami,
- Λ_{Fe} z prętów poprzez izolację żłobkową do żelaza beczki wirnika,

gdzie:

- λ_p przewodność cieplna właściwa materiału pręta,
- λ_{pz} przewodność cieplna właściwa przekładki izolacyjnej,
- λ_z przewodność cieplna właściwa izolacji żłobkowej,
- b_p szerokość pręta,
- h_p wysokość pręta,
- g_{pz} grubość przekładki izolacyjnej,
- g_z jednostronna grubość izolacji żłobkowej;

Przewodności cieplne związane ze zjawiskiem konwekcji dla ruchu ciepła z powierzchni:

- Λ_a kanału aksjalnego do omywającego ją medium chłodzącego,
- Λ_r kanału aksjalno-radialnego do omywającego ją medium chłodzącego,
- A_{*} prętów w części czołowej do medium chłodzącego przepływającego pod kołpakiem,

gdzie:

- α_a, α_r współczynniki wnikania ciepła z powierzchni kanałów aksjalnych i aksjalno-radialnych do medium chłodzącego,
- α_w współczynnik wnikania ciepła z bocznych powierzchni prętów do medium chłodzącego przepływającego pod kołpakiem,
- u_a obwód kanału aksjalnego,

 u_r - obwód kanału aksjalno-radialnego,

- urz obwód zastępczego kanału aksjalno-radialnego,
- n_{*} liczba kanałów aksjalno-radialnych w pręcie na długości pierwszej strefy wylotowej.

Grupę rowków znajdujących się po obydwu stronach każdego z prętów uzwojenia tworzących po złożeniu prętów sieć kanałów aksjalno-radialnych zastąpiono jednym zastępczym kanałem o stałym przekroju biegnącym wzdłuż prętów. Obwód kanału zastępczego dobrano w taki sposób, aby jego powierzchnia przypadająca na jednostkę długości była taka sama, jak powierzchnia znajdujących się na tym odcinku kanałów aksjalno-radialnych.

Zwarcia na schemacie cieplno-elektrycznym zamodelowano poprzez wprowadzenie dodatkowych źródeł mocy cieplnych w odpowiednich węzłach schematu.

Na rys.3 przedstawiono rozkłady temperatur w prętach uzwojenia wzbudzenia dla znamionowych warunków pracy dla wewnętrznej i zewnętrznej cewki (o najkrótszych i najdłuższych połączeniach czołowych), natomiast na rys.4 rozkłady przyrostów temperatur w prętach zewnętrznej cewki uzwojenia wzbudzenia, w której występuje zwarcie międzyzwojowe o rezystancji przejścia $R_k = 10^{-2} \Omega$.



Rys.3. Rozkład przyrostów temperatur w prętach uzwojenia wzbudzenia turbogeneratora o mocy 200 MW w znamionowych warunkach pracy (bez zwarć w uzwojeniu wzbudzenia):

a) w cewce zewnętrznej, b) w cewce wewnętrznej

Fig.3. Distribution of temperature rises along the excitation winding bars for 200 MW turbogenerator:

a) in outer coil, b) in inner coil



- Rys.4. Rozkład przyrostów temperatur wzdłuż prętów zewnętrznej cewki uzwojenia wzbudzenia turbogeneratora 0 mocy 200 MW w przypadku zwarcia miedzy zwojowego pod kołpakiem (rezystancja przejścia w punkcie zwarcia $R_k = 10^{-2} \Omega$)
- Fig.4. Distribution of temperature rises along the bars of excitation winding in outer coil for 200 MW turbogenerator in case of inter coil faults under the cap (transition resistance at the fault spot $R_k = 10^{-2} \Omega$)

W tab.1 zestawiono wartości lokalnych strat mocy w punkcie zwarcia oraz średnich i maksymalnych przyrostów temperatur uzwojenia wzbudzenia w przypadku zwarć międzyzwojowych.

Tabela 1

Wyniki obliczeń cieplnych średnich i maksymalnych przyrostów temperatury uzwojenia wzbudzenia w przypadku zwarć międzyzwojowych

	Parametry	zwarcia	Przyrost temperatury			
Lp.	Rezystancja zwarcia	straty mocy w punkcie zwarcia	maksymalny w części czołowej uzwojenia	średni cewki, w której wystąpiło zwarcie	średni uzwojenia	
	Ω	w	K	K	K	
	-	ting and the second	mile le		161,31	
2.	10 ⁻¹	50	75,0	69,6	70,3	
3.	10 ⁻²	428	202,0	71,6	70,4	

2.2. Obliczenia cieplne wirnika turbogeneratora o mocy 50 MW z aksjalnym wielostrugowym systemem wentylacji

W przypadku aksjalnego wielostrugowego systemu wentylacji (rys.5), w części żłobkowej medium chłodzące (wodór) doprowadzane jest do aksjalnych kanałów wentylacyjnych w prętach uzwojenia za pośrednictwem kanałów podżłobkowych, zaś wyprowadzane poprzez kanały radialne do szczeliny stojan-wirnik. Część żłobkowa uzwojenia jest podzielona na strefy (strefy: 1, 2, 3), do których równolegle doprowadzane jest medium chłodzące.

W części czołowej uzwojenia wzbudzenia stosowany jest również aksjalny system chłodzenia. Pręty chłodzone są przez dwie strugi gazu (strefy: 4, 5).



Rys.5. Aksjalny wielostrugowy system wentylacji wirnika Fig.5. Axial multistream system of rotor ventilation



- Rys.6. Zastępczy schemat cieplno-elektryczny dla wielostrugowego aksjalnego systemu wentylacji
- Fig.6. Equivalent thermal- resistance diagram for axial multistream system of ventilation

Liczba obszarów różnicowych, na które podzielono poszczególne elementy konstrukcyjne wirnika podczas tworzenia zastępczego schematu cieplno-elektrycznego, wynosi:

- 810 w prętach uzwojenia,
- 810 w kanałach aksjalnych w prętach uzwojenia,
- 1620 całkowita liczba obszarów różnicowych.

Każdemu obszarowi różnicowemu odpowiada jeden węzeł na schemacie cieplno-elektrycznym.

168

Oznaczenia na zastępczym schemacie cieplnym dla wielostrugowego systemu wentylacji (rys.6) odpowiadają oznaczeniom występującym na zastępczym schemacie cieplnym dla zabierakowego systemu wentylacji (rys.2).

Zwarcia na schemacie cieplno-elektrycznym zamodelowano poprzez wprowadzenie dodatkowych źródeł mocy cieplnych w odpowiednich węzłach schematu.

Na rys.7 przedstawiono rozkłady temperatur w prętach uzwojenia wzbudzenia dla znamionowych warunków pracy, dla wewnętrznej i zewnętrznej cewki (o najkrótszych i najdłuższych połączeniach czołowych), natomiast na rys.8. rozkłady przyrostów temperatur w prętach zewnętrznej cewki uzwojenia wzbudzenia, w której występuje zwarcie międzyzwojowe o rezystancji przejścia $R_k = 10^{-2} \Omega$.

W tabeli 2 zestawiono wartości lokalnych strat mocy w punkcie zwarcia oraz średnich i maksymalnych przyrostów temperatur uzwojenia wzbudzenia w przypadku zwarć międzyzwojowych.





- a) w cewce wewnętrznej (o najkrótszych połączeniach czołowych),
- b) w cewce zewnętrznej (o najdłuższych połączeniach czołowych)
- Fig.7. Distribution of temperature rises of the excitation winding bars and hydrogen flowing in axial rotor ducts of 50 MW turbogenerator, rating conditions (no faults in the excitation winding)
 - a) in outer coil (with the shortest end windings),
 - b) in inner coil (with the longest end windings)



- Rys.8. Rozkład przyrostów temperatur wzdłuż prętów zewnętrznej cewki uzwojenia wzbudzenia turbogeneratora o mocy 50 MW w przypadku zwarcia międzyzwojowego pod kołpakiem (rezystancja przejścia w punkcie zwarcia $R_k = 10^{-2} \Omega$):
 - a) w pręcie znajdującym się bezpośrednio pod kołpakiem (1 pręt od klina),
 - b) w pręcie znajdującym się na dnie żłobka (9 pręt od klina)
- Fig.8. Distribution of temperature rises along bars in the excitation winding in outer coil for 50 MW turbogenerator in case of inter coil faults under the cap (transition resistance at the fault spot $R_k = 10^{-2} \Omega$):
 - a) in the bar directly under the cap (the first bar from the wedge),
 - b) in the bar at the bottom of the slot (the 9-th bar from the wedge)

Tabela 2

Wyniki obliczeń cieplnych średnich i maksymalnych przyrostów temperatury uzwojenia

wzbudzenia w przypadku zwarć międzyzwojowych

	Parametry	y zwarcia	Przyrost temperatury			
Lp.	Rezystancja zwarcia	straty mocy w punkcie zwarcia	maksymalny w części czołowej uzwojenia	średni cewki, w której wystąpiło zwarcie	średni uzwojenia	
	Ω	W	K	K	K	
	10 A	0	51.5	02,9		
2.	10 ⁻¹	23,8	63,8	63,9	64,4	
3.	10 ⁻²	205,7	160,0	65,6	64,7	

3. WNIOSKI

Z przeprowadzonych badań symulacyjnych wynika, że maksymalne lokalne przyrosty temperatury w przypadku zwarć międzyzwojowych mogą osiągać graniczne wartości dopuszczalne dla elementów skrajnych wirnika, które w zależności od rodzaju materiałów z których są one wykonane, zawierają się w przedziale od 200°C do 350°C.

Pomimo tego, że lokalnie przyrosty temperatur mogą osiągać wartości około 200°C, średni przyrost temperatury uzwojenia wzbudzenia praktycznie nie ulega zmianie. Zmiana rezystancji uzwojenia wzbudzenia, wynikająca ze wzrostu temperatury średniej uzwojenia, nie może być wskaźnikiem co do faktu zaistnienia zwarcia międzyzwojowego.

LITERATURA

- Krok R., Miksiewicz R.: Analysis of the thermal field in excitation winding of a synchronous generator with direct radial-axial cooling system made on the basis of a thermal resistance network. Proceedings of International Conference on Electrical Machines, ICEM'96, Vigo, Spain, 10-12 September 1996.
- Krok R., Miksiewicz R.: Modeling of the thermal field in excitation windings of a turbogenerators on basis of resistance networks. Proceedings of ELECTRIMACS'96, Saint-Nazaire, France, 17-19 September 1996.
- Mukosiej J.: Universal Program for thermal calculation of electric machines by the method of equivalent thermal networks (ETN). Proceedings of International Conference on Electrical Machines, ICEM'96, 1996, Vigo, Spain, 10-12 September.

Recenzent: Dr hab. inż. Ignacy Dudzikowski prof. Politechniki Wrocławskiej

Wpłynęło do Redakcji dnia 15 stycznia 1999 r.

Abstract

Thermal models for calculations of turbogenerator rotors in case of asymmetrical faults in the excitation winding have been worked out. The faults have been modelled as a joint of insulated copper bars with the transition resistance Rk, whereas the local power losses at the fault spot have been determined from the relation (1). Very high local temperature rises arising in the neighbourhood of the fault spot require the suitable density of the winding bar division into differential elements in this zone in order to obtain the assumed accuracy of calculations. The equivalent thermal diagrams for driving direct and axial multistream systems of ventilation are presented in Figs 1 and 6. Algorithms and computer programs developed basing on these diagrams enable to concentrate division into differential elements at any place of the winding. The worked out computer programs have been used for thermal calculations of 50 MW and 200 MW turbogenerator rotors when assuming occurrence of faults at the end winding. From the simulations it follows that the maximum local temperature rises in case of inter coil faults (see Figs.4 and 8) can reach the admissible values for the rotor outer elements, whereas the rise of the excitation winding mean temperature measured by measuring instruments is so small that it cannot be used as a signal of an inter coil fault occurrence.