

SPIS TREŚCI

	Str.
1. Antoni Bogucki, Zbigniew Bartoń: Ocena stabilności globalnej wybranego systemu elektroenergetycznego metodą Lapunowa	5
2. Bolesław Broniewski, Wilibald Winkler: Wartości składowej przeciwnej prądu w generatorach synchronicznych podczas niesymetrycznych zakłóceń zewnętrznych	19
3. Alfred Kałużny: Wyznaczanie charakterystyki stanu zabrudzenia powierzchni izolatorów wysokiego napięcia	31
4. Andrzej Błaszczuk, Zbigniew Gacek: Modele obliczeniowe rozkładów prawdopodobieństwa udarowego prądu zwarciowego	45
5. Gerard Bartodziej, Wiktor Kiś: Wyznaczanie obciążalności prądowej torów prądowych w urządzeniach elektroenergetycznych ...	59
6. Zbigniew Gacek: Strategia okresowej odnowy izolacji liniowej w warunkach zabrudzeniowych	69
7. Franciszek Buchta: O liczbie stacji śn/nn zasilanych z linii kablowej ŚM	85
8. Józef Ober, Tomasz Stankiewicz: Skojarzony proces przetwarzania węgla na paliwa uszlachetnione i energię elektryczną	95
9. Andrzej Piechocki: Elektroniczne urządzenie sterowania sekwencyjnego o elastycznym programie działania	101
10. Zygmunt Pilch: Usprawnienie działania automatyki SCO w zakładach przemysłowych z własną elektrociepłownią	109
11. Edmund Piętka: Rezystywność metali w niskich temperaturach ...	119
12. Andrzej Błaszczuk, Wiktor Kiś, Edmund Piętka: Parametry elektryczne krioprzewodu skompensowanego dla zasilania pieców żukowych	129
13. Edmund Piętka, Jerzy Żaczek: Straty mocy w ekranie układu przesyłowego	141
14. Edmund Piętka: Metoda pomiaru ciepła unoszonego strumieniem pary azotu	149
15. Edmund Piętka, Jerzy Żaczek: Wpływ gradientu temperatury w cylindrycznym krioprzewodniku na lokalne zmiany jego rezystywności	159
16. Edmund Piętka: Straty mocy w ekranie elektromagnetycznym kanału krioprzewodu	169
17. Gerard Bartodziej: Numeryczne wyznaczenie stacjonarnego rozkładu temperatury w niejednorodnym torze prądowym	175

Antoni BOGUCKI
Zbigniew BARTOŃ

OCENA STABILNOŚCI GLOBALNEJ WYBRANEGO SYSTEMU ELEKTROENERGETYCZNEGO METODĄ LAPUNOWA

Streszczenie. W artykule przedstawiono wyniki analizy stabilności globalnej wybranego systemu elektroenergetycznego. Zwrócono uwagę na pesymistyczność oceny uzyskiwanej przy stosowaniu metody Lapunowa. Zaproponowano, zmniejszającą tę pesymistyczność, modyfikację procedury określania dopuszczalnego czasu trwania zakłócenia.

1. Wstęp

Bezpośrednia metoda Lapunowa znajduje coraz szersze zastosowanie w praktycznej analizie stabilności systemu elektroenergetycznego. Dzięki swoim zaletom daje ona możliwość stosunkowo szybkiej, jakościowej oceny stabilności globalnej, bez konieczności symulacji przebiegów przejściowych.

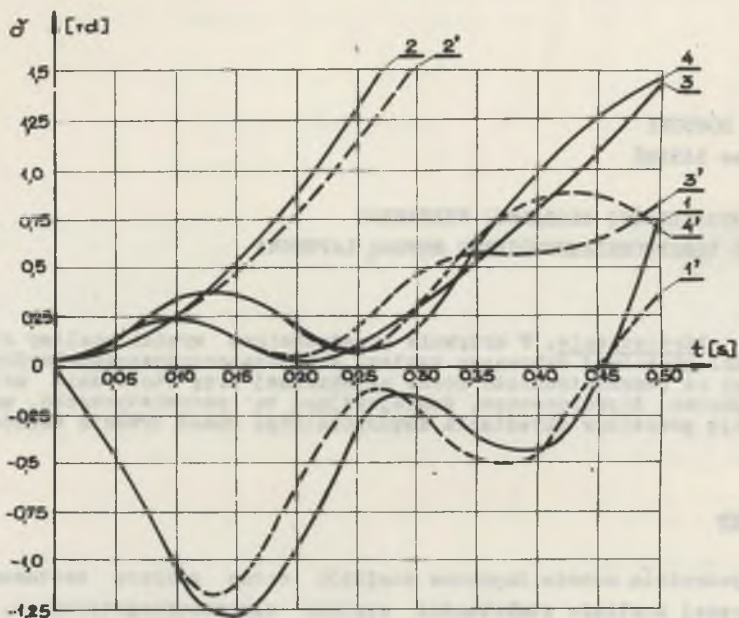
W niniejszym artykule przedstawiono wyniki obliczeń wykonanych dla 7-masynowego systemu elektroenergetycznego w kontekście warunków pracy automatyki prewencyjnej.

2. Model matematyczny

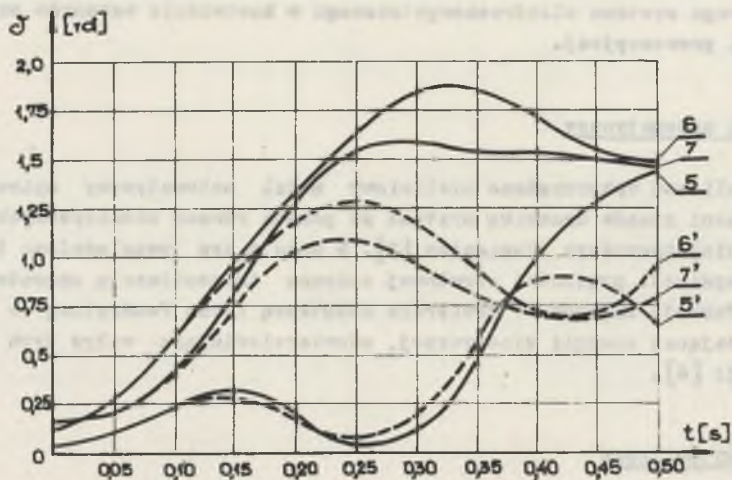
Do obliczeń wykorzystano nieliniowy model matematyczny opisujący w przestrzeni stanów dynamikę systemu za pomocą równań różniczkowych I rzędu, z niejednorodnym tłumieniem [2]. W modelu tym uwzględniono także układy regulacji prędkości obrotowej opisane transmitancją operatorową I rzędu. Funkcja Lapunowa Y zawierała dodatkową formę kwadratową w części odpowiadającej energii kinetycznej, odzwierciedlającą wpływ tych układów regulacji [6].

3. Wyniki obliczeń

W artykule przedstawiono wyniki obliczeń wykonanych za pomocą m.c. dla systemu zawierającego 7 generatorów połączonych 23 liniami przesyłowymi, tworzącymi wielobok supełny admitancji. Macierz admitancji otrzymano po

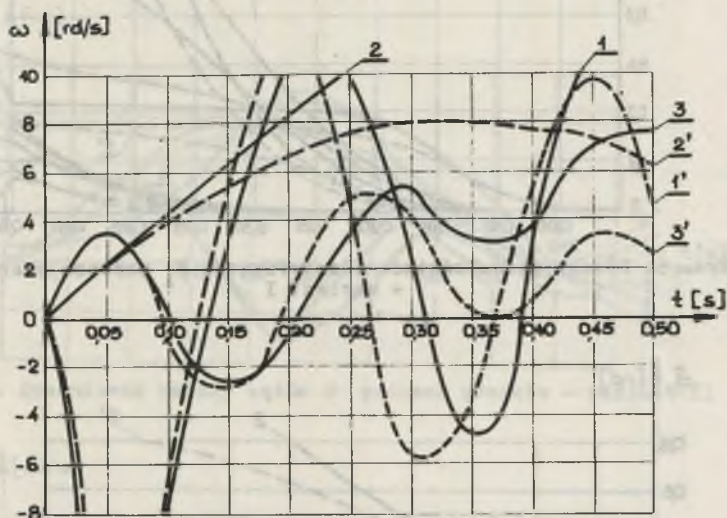


Rys. 1. Dynamiczne zmiany kątów δ podczas swarcia - wariant I

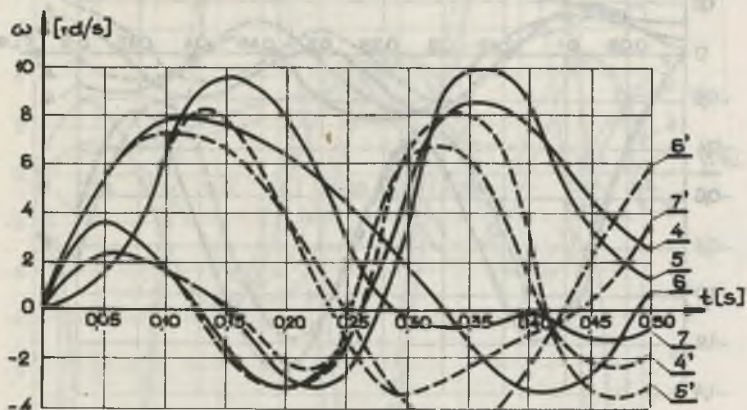


Rys. 2. Dynamiczne zmiany kątów δ podczas swarcia - wariant I

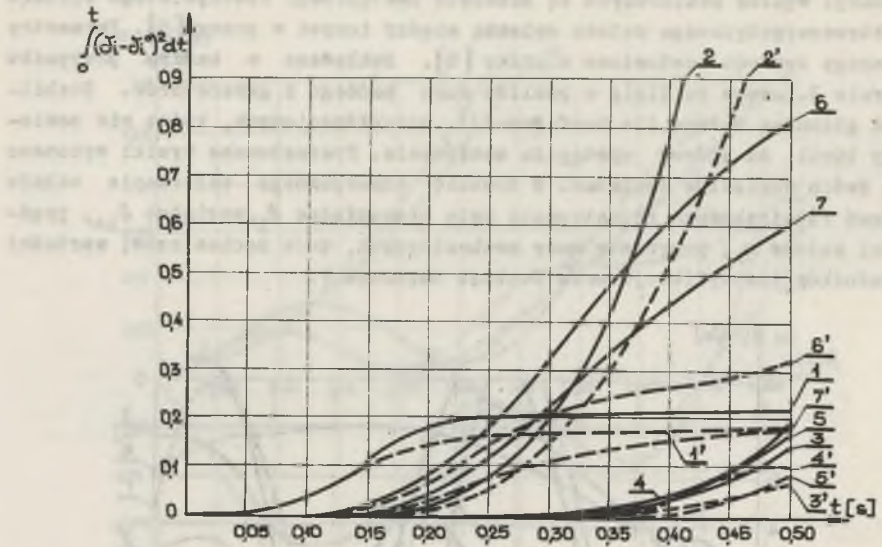
redukcji węzłów odbiorczych ze schematu zastępczego rzeczywistego systemu elektroenergetycznego metodą opisaną między innymi w pracy [5]. Parametry badanego systemu zestawiono w pracy [8]. Zakładano w każdym przypadku swarcie 3-fazowe na linii w pobliżu szyn każdego z generatorów. Stabilność globalną badano dla konfiguracji pozakłóceniovych, które nie zawierały linii, na której wystąpiło zakłócenie. Prezentowane wyniki wykonano dla dwóch wariantów obciążeń. W trakcie numerycznego całkowania układu równań różniczkowych rejestrowano kąty bezwzględne δ_i , względne δ_{in} , prędkości kątowe ω_i , przyrosty mocy mechanicznych, moce mechaniczne, wartości wskaźników identyfikacji oraz funkcji Lapunowa V .



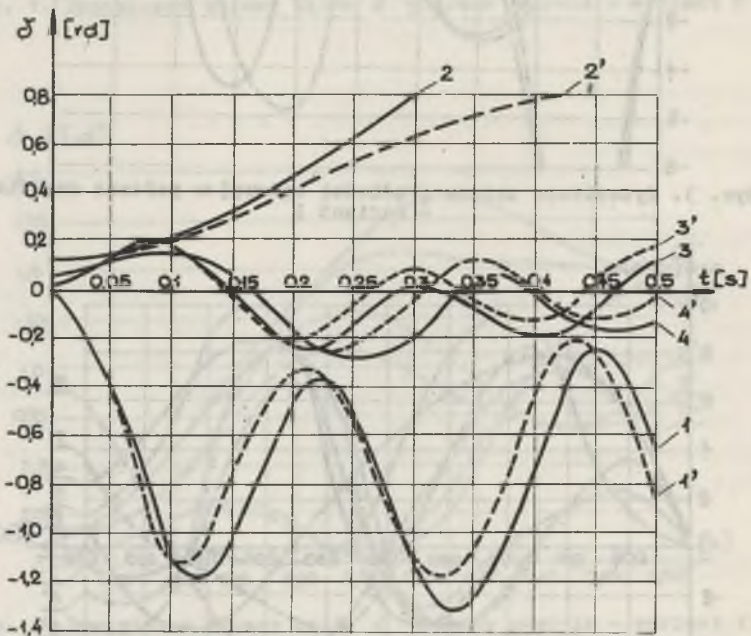
Rys. 3. Dynamiczne zmiany prędkości kątowej ω podczas swarcia - wariant I



Rys. 4. Dynamiczne zmiany prędkości kątowej ω podczas swarcia - wariant I

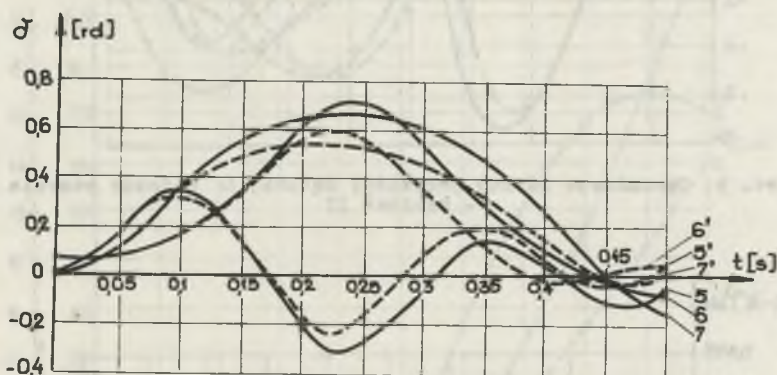


Rys. 5. Przebiegi wskaźników identyfikacji W_1 podczas zwarcia - wariant I

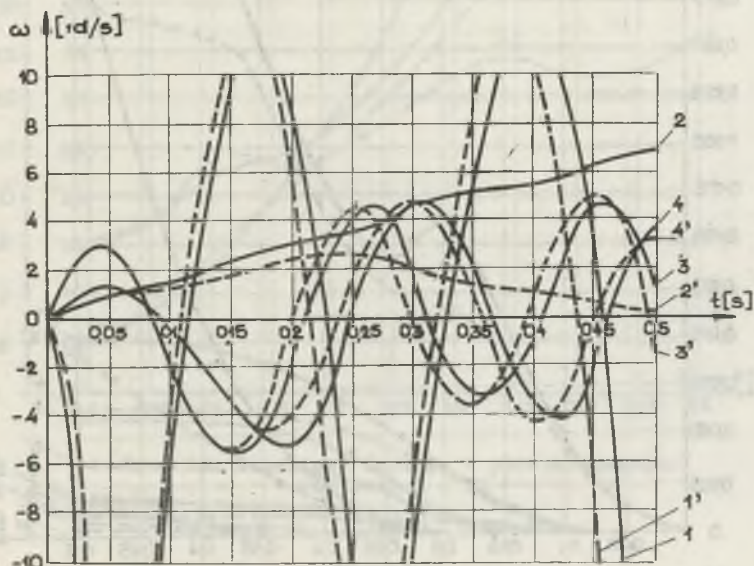


Rys. 6. Dynamiczne zmiany kątów δ podczas zwarcia - wariant II

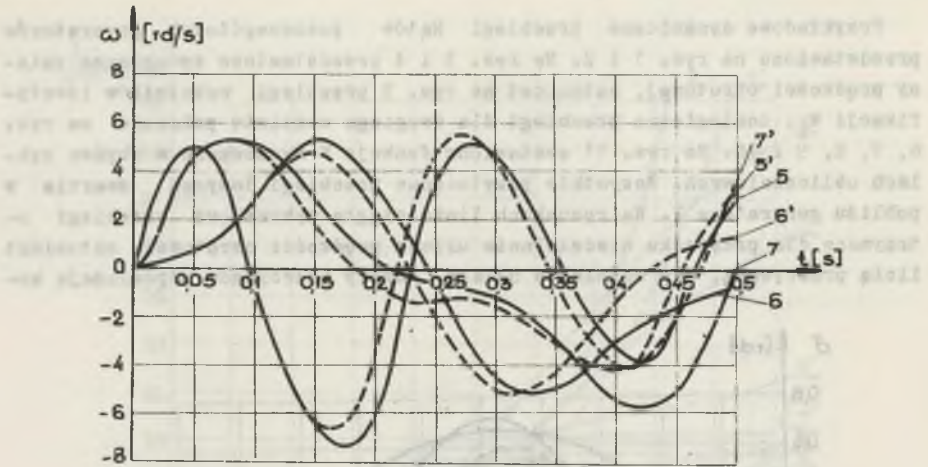
Przykładowe dynamiczne przebiegi kątów poszczególnych generatorów przedstawiono na rys. 1 i 2. Na rys. 3 i 4 przedstawiono dynamiczne zmiany prędkości obrotowej, natomiast na rys. 5 przebiegi wskaźników identyfikacji W_1 . Analogiczne przebiegi dla drugiego wariantu pokazano na rys. 6, 7, 8, 9 i 10. Na rys. 11 zestawiono funkcje V wyznaczone w obydwu cyklach obliczeniowych. Wszystkie przytoczone przebiegi dotyczą zwarcia w pobliżu generatora 2. Na rysunkach linią ciągłą wykreślono przebiegi otrzymane dla przypadku niedziałania układu prędkości obrotowej, natomiast linią przerywaną, gdy regulacja działa. Numery przebiegów odpowiadają ko-



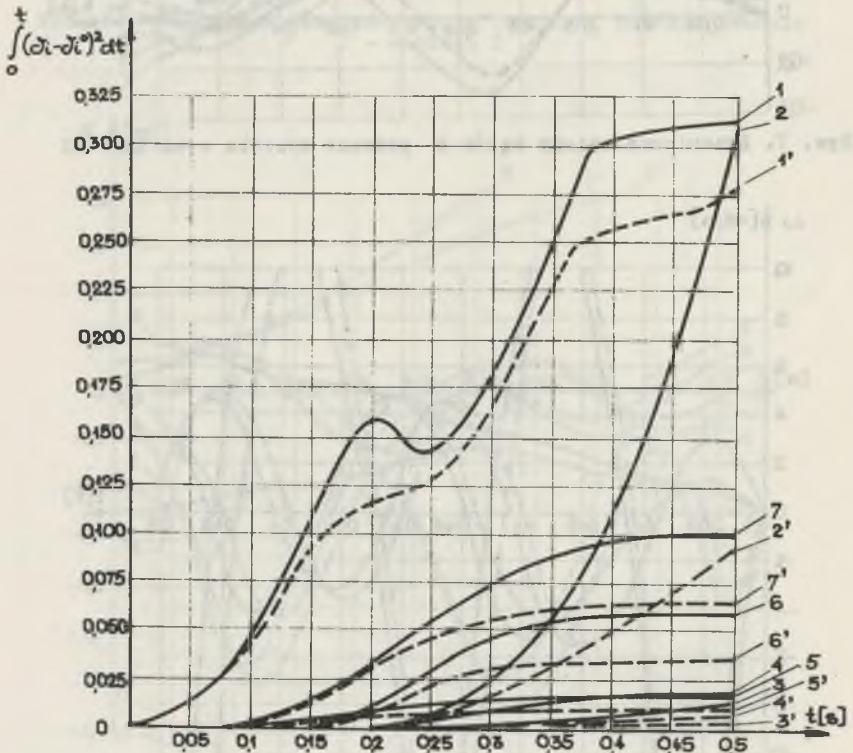
Rys. 7. Dynamiczne zmiany kątów δ podczas zwarcia - wariant II



Rys. 8. Dynamiczne zmiany prędkości kątowej ω podczas zwarcia - wariant II

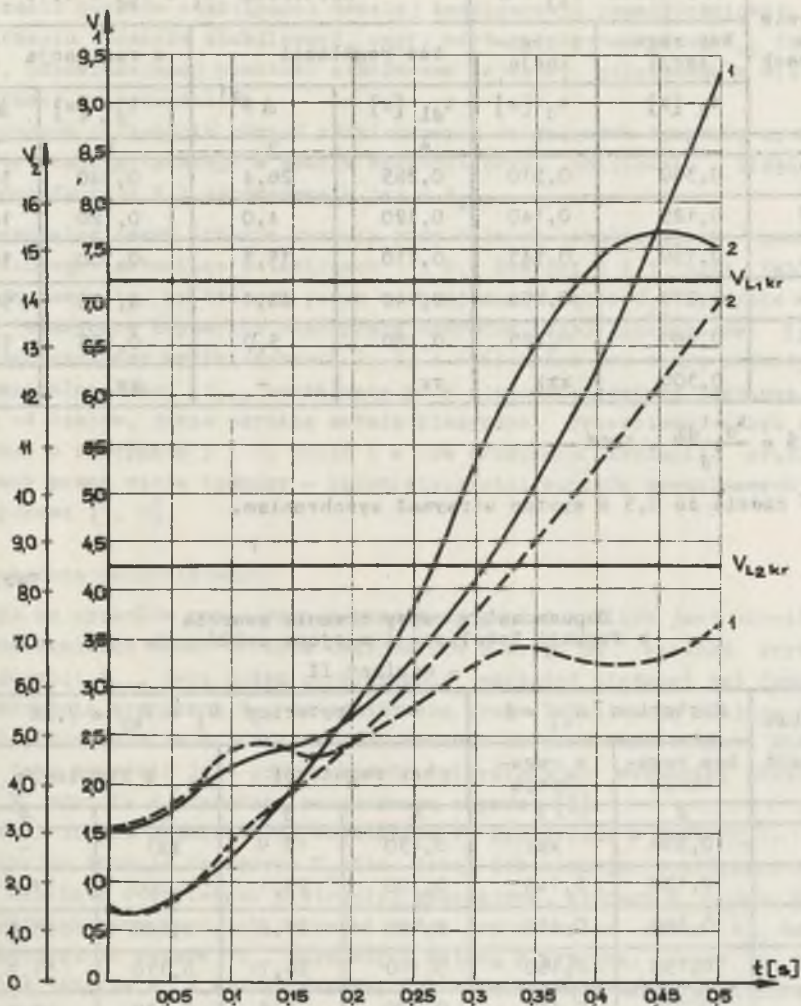


Rys. 9. Dynamiczne zmiany prędkości kątowej ω podczas zwarcia - wariant II



Rys. 10. Przebiegi wskaźników identyfikacji W_i podczas zwarcia - wariant II

lejnym numerom generatorów i tak przebiegi oznaczone na wszystkich rysunkach, np. 2 dotyczą generatora 2 itp. Wyniki obliczeń i analizy zwarć na szynach 3 do 7 zestawiono w tablicach 1 do 4.



Rys. 11. Przebiegi funkcji V podczas swarcia
- warianty I i II

Tablica 1

Dopuszczalne czasy trwania zwarcia
w funkcji lokalizacji miejsca zakłócenia
- wariant I

Zwarcie na szynach	Kryterium $\delta_{ij} = \%$		Kryterium $V_i = V_{kr} = 8,55$			
	bez regu- lacji	z regu- lacją	bez regulacji		z regulacją	
	t_d [s]	t_d [s]	t_{dL} [s]	$\Delta \%$ ^{x)}	t_{dL} [s]	$\Delta \%$ ^{x)}
1	2	3	4	5	6	7
2	0,360	0,510	0,265	26,4	0,340	33,3
3	0,125	0,140	0,120	4,0	0,120	14,3
4	0,130	0,143	0,110	15,3	0,100	30,1
5	0,270	0,290	0,140	48,1	0,145	50,0
6	0,200	0,225	0,190	5,0	0,185	17,8
7	0,300	xx)	xx)	-	xx)	-

$$x) \Delta \% = \frac{t_d - t_{dL}}{t_d} \cdot 100\%$$

xx) W czasie do 0,5 s system utrzymał synchronizm.

Tablica 2

Dopuszczalne czasy trwania zwarcia
w funkcji lokalizacji miejsca zakłócenia
- wariant II

Zwarcie na szynach	Kryterium $\delta_{ij} = \%$		Kryterium $V_i = V_{kr} = 7,22$			
	bez regu- lacji	z regu- lacją	bez regulacji		z regulacją	
	t_d [s]	t_d [s]	t_{dL} [s]	$\Delta \%$	t_{dL} [s]	$\Delta \%$
1	2	3	4	5	6	7
2	0,530	xx)	0,430	18,9	xx)	-
3	0,130	0,145	0,100	23,1	0,100	31,0
4	0,160	0,155	0,100	37,5	0,100	35,5
5	0,150	0,160	0,110	26,7	0,110	31,2
6	0,375	0,480	0,370	1,3	0,420	12,5
7	0,240	0,160	0,230	4,1	0,245	5,8

Uwaga: Rubryki 1 do 7 odpowiadają rubrykom 1 do 7 z tablicy 1.

4. Określenie dopuszczalnego czasu trwania zakłócenia

4.1. Procedura uproszczona

Określenie dopuszczalnego czasu trwania zakłócenia procedurą ogólnie stosowaną polegało na realizacji trzech głównych etapów:

- obliczeniu punktów stabilności trwałej konfiguracji pozakłóceniewej,
- wyznaczaniu obszarów stabilności, czyli wartości kryterialnej V_{kr} funkcji V , odpowiadającej punktowi siodłowemu najniżej położonemu w wielowymiarowej przestrzeni,
- numerycznym całkowaniu równań różniczkowych opisujących dynamikę systemu elektroenergetycznego w stanie zakłóceniewym, obliczaniu bieżącej wartości funkcji V i porównywaniu jej z V_{kr} .

Dopuszczalne czasy trwania zwarcia przy różnych lokalizacjach punktu zakłóceniewego zestawiono w tablicach 1 i 2. Rubryki 2 i 3 tych tablic zawierają czasy t_d , po których jeden ze wzajemnych kątów δ_{ij} osiągnie wartość α (klasyczne kryterium współpracy synchronicznej generatorów) [4]. Porównując uzyskane wyniki (rubryki 2, 3, 4 i 6) można bez trudu zauważyć, że dopuszczalne czasy t_{dL} uzyskiwane przy stosowaniu metody Lapunowa, są krótsze od czasów, jakie określa metoda klasyczna. Procentowy uchyb zamieszczono w rubrykach 5 i 7. Także i w tym przypadku wystąpił problem podnoszony przez wielu badaczy - pesymistyczności wyników uzyskiwanych metodą Lapunowa [1, 7].

4.2. Procedura zmodyfikowana

Jednym ze sposobów zmniejszenia pesymistyczności wyników jest określenie dopuszczalnego czasu trwania zwarcia nie z uwagi na wartość kryterialną funkcji V_{kr} , lecz przez porównywanie wartości bieżącej tej funkcji z wartością krytyczną V_k , determinowaną przez lokalizację miejsca zakłócenia. Odpowiada to w praktyce rozszerzeniu obszaru stabilności. Modyfikację taką wygodnie jest przeprowadzić wykorzystując wskaźniki identyfikacji W_1 zgodnie z procedurą proponowaną w pracy [3].

Wartości trzech największych wskaźników W_1 zestawiono w tablicy 3.

Przyjmując funkcje krytyczne V_k dla danej lokalizacji zakłócenia obliczone dla kąta stabilności nietrwałej generatora, którego W_1 osiąga jedną z 2 największych wartości, uzyskać można dopuszczalne czasy t_{dL} bardziej zbliżone do czasów t_d uzyskanych metodą klasyczną. Czasy te zestawiono w tablicy 4, w której rubryki 6 i 11 zawierają także przyjmowane wartości V_k . W rubrykach 3, 5, 8 i 10 zestawiono obliczone procentowe uchyby, które są w zdecydowanej większości przypadków znacznie mniejsze od uchybów uzyskanych za pomocą procedury bez modyfikacji (por. z tabl. 1, 2 rubryki 5 i 7).

Tablica 3

Największe wartości wskaźników identyfikacji W_1 po czasie 0,1 s
trwania stanu zakłócenieniowego
- wariant I i wariant II

Zwarcie na szynach generatora nr	Największe wartości wskaźników W_1					
	Wariant I			Wariant II		
2	$W_3 = 0,0054$	$W_4 = 0,0025$	$W_6 = 0,0024$	$W_5 = 0,0039$	$W_7 = 0,0032$	$W_3 = 0,0014$
3	$W_3 = 0,0096$	$W_6 = 0,00571$	$W_4 = 0,0221$	$W_3 = 0,0074$	$W_5 = 0,0042$	$W_7 = 0,0032$
4	$W_4 = 0,0672$	$W_6 = 0,0055$	$W_3 = 0,0020$	$W_5 = 0,0042$	$W_4 = 0,0036$	$W_7 = 0,0032$
5	$W_6 = 0,0054$	$W_5 = 0,00343$	$W_4 = 0,0022$	$W_5 = 0,0113$	$W_7 = 0,0032$	$W_3 = 0,0014$
6	$W_6 = 0,0080$	$W_3 = 0,0020$	$W_4 = 0,0020$	$W_7 = 0,0040$	$W_5 = 0,0028$	$W_3 = 0,0015$
7	$W_6 = 0,0053$	$W_3 = 0,0021$	$W_7 = 0,0017$	$W_7 = 0,0041$	$W_5 = 0,0030$	$W_3 = 0,0016$

Tablica 4

Dopuszczalne czasy trwania zwarcia uzyskane za pomocą procedury zmodyfikowanej

Zwarcie na szynach nr	Wariant I				wartość funkcji V_k	Wariant II				wartość funkcji V_k	
	bez regulacji		z regulacją			bez regulacji		z regulacją			
	t_{dL}	%	t_{dL}	$\Delta\%$		t_{dL}	$\Delta\%$	t_{dL}	$\Delta\%$		
1	2	3	4	5	-	6	7	8	9	10	11
2	0,380	5,6	0,150	0,0	14,33	0,530	0,530	0,0	xx	-	22,68
3	0,125	0,0	0,125	10,7	10,25	0,170	0,170	-30,8	0,155	6,9	16,74
4	0,138	-6,2	0,157	-9,8	15,02	0,24	0,24	-50,0	0,22	-41,9	22,68
5	0,200	7,4	0,210	27,5	10,25	0,150	0,150	0,0	0,152	5,0	14,83
6	0,200	0,0	0,200	11,1	10,25	0,370	0,370	1,3	0,420	12,5	7,22
7	xx	-	xx	-	10,25	0,230	0,230	4,1	0,245	5,8	7,22

$$\Delta\% = \frac{t_0 - t_{dL}}{t_0} \cdot 100\%$$

5. Wnioski i uwagi końcowe

Przedstawione w artykule wyniki analizy stabilności globalnej wybranego wielomaszynowego systemu elektroenergetycznego metodą Lapunowa pozwalają na sformułowanie następujących wniosków:

- dopuszczalne czasy trwania zakłóceń z uwagi na zachowanie stabilności są przy stosowaniu metody Lapunowa krótsze od czasów, po których jeden ze wzajemnych kątów δ_{ij} osiąga wartość równą π ;
- zmniejszenie pesymistyczności otrzymywanych wyników można uzyskać przez stosowanie zmodyfikowanej procedury uzależniającej granicę obszaru stabilności od lokalizacji punktu zakłócenia;
- stosowanie proponowanej procedury umożliwia określanie zróżnicowanych nastaw automatyki prewencyjnej w poszczególnych węzłach generacji systemu elektroenergetycznego.

Zaprezentowane podejście nie wyczerpuje zagadnienia i celowe byłoby dalsze studia porównawcze przeprowadzane dla innych wielomaszynowych systemów elektroenergetycznych.

LITERATURA

- [1] Athay T., Podmore R., Virmani S.: A practical method for the direct analysis of transient stability. IEEE Trans. on PAS Vol. 98, No 2, 1979.
- [2] Bartoń Z., Lawera E.: Analiza stabilności systemu elektroenergetycznego metodą Lapunowa z uwzględnieniem regulacji prędkości obrotowej turbin. Mat. III Międzynarodowej Konferencji Naukowej nt. "Aktualne problemy automatyki w energetyce", Gliwice 1979, t. II.
- [3] Bartoń Z.: Zastosowanie wskaźników identyfikacji do wyznaczania granicznych obszarów stabilności badanych metodą Lapunowa. Mat. III Konf. Międzyn. nt. "Aktualne problemy w energetyce", Gliwice 1979, t. II.
- [4] Bernas S.: Systemy elektroenergetyczne. WNT, Warszawa 1982.
- [5] Cegielski M.: Sieci i systemy elektroenergetyczne. PWN, Warszawa 1979.
- [6] Gros G., Bergen A.R.: Computation of regions of transient stability of multimachine power systems. IEEE Trans. on A. C-19, April 1974.
- [7] Machowski J.: Wybrane problemy badania stabilności uproszczonego modelu systemu elektroenergetycznego. WPW, Warszawa 1981.
- [8] Rygoł F.: Badanie stabilności globalnej wybranych wielomaszynowych systemów elektroenergetycznych. Praca dyplomowa wykonana w IEiSU Pol. Śląskiej, Gliwice 1980.

Recenzent: prof. dr hab. inż. Marian Cegielski

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

ОЦЕНКА ГЛОБАЛЬНОЙ СТАБИЛЬНОСТИ ВЫБРАННОЙ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ МЕТОДОМ ЛЯПУНОВА

Резюме

В статье приведены результаты расчётов динамической устойчивости электроэнергетической системы. На основе этих расчётов показано заниженность полученных оценок при использовании прямого метода Ляпунова. Предложено модификацию процедуры определения времени отклонения аварии, с целью получения действительных оценок.

MULTIMACHINE POWER SYSTEM STABILITY VIA DIRECT LYAPUNOV METHOD

Summary

In this paper results of the global stability analysis of multimachine power system has been presented. On the basis of this results, conclusion about pessimistic stability range given by Lyapunov method, are indicated. Modification of evaluation procedure for determination of critical clearing times has been proposed to reduce the pessimistic effect.

Bolesław BRONIEWSKI

Biuro Projektów Górniczych, Katowice

Wilibald WINKLER

WARTOŚCI SKŁADOWEJ PRZECIWNEJ PRĄDU W GENERATORACH SYNCHRONICZNYCH PODCZAS NIESYMETRYCZNYCH ZAKŁÓCEŃ ZEWNĘTRZNYCH

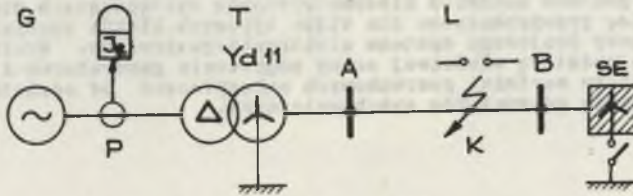
Streszczenie. Dokonano analizy kształtowania się względnej wartości składowej symetrycznej przeciwnej prądu płynącego w uzwojeniu stojana generatorów synchronicznych pracujących w układach blokowych podczas zakłóceń niesymetrycznych występujących poza blokiem. Analizę przeprowadzono dla kilku typowych bloków energetycznych dużej mocy krajowego systemu elektroenergetycznego. Wyniki mogą stanowić podstawę właściwej oceny zagrożenia generatorów i prawidłowego doboru wartości rozruchowych zabezpieczeń od asymetrii prądowej krajowych generatorów synchronicznych.

1. Wstęp

Wzrost mocy znamionowej generatorów synchronicznych i związane z tym zmiany konstrukcyjne oraz technologiczne spowodowały ponowne zainteresowanie i nieco inne niż dotychczas spojrzenie na rolę i zadanie jednego z rezerwowych zabezpieczeń elektroenergetycznych generatorów, jakim jest zabezpieczenie od asymetrii prądowej [1, 2, 3]. Ze względu na cieplne, mechaniczne, a także elektryczne zagrożenie wirnika w wyniku indukowania się w nim prądów o podwójnej częstotliwości w następstwie występowania w uzwojeniu stojana składowej przeciwnej prądu czas pracy asymetrycznej generatora jest ograniczony tym bardziej, im większa jest moc znamionowa danego generatora. Przyczyną asymetrii prądowej są zwarcia niesymetryczne oraz praca niepełnofazowa, stąd też dla właściwej oceny zagrożenia generatorów jak i prawidłowego doboru wartości rozruchowych zabezpieczeń od asymetrii prądowej istnieje potrzeba wyznaczenia względnej wartości składowej symetrycznej przeciwnej w prądzie stojana generatorów synchronicznych podczas tych zakłóceń. Analizę ilościową przeprowadzono dla kilku typowych bloków energetycznych krajowego systemu elektroenergetycznego.

2. Równanie opisujące składową symetryczną przeciwną prądu w punkcie zabezpieczeniowym podczas typowych zakłóceń niesymetrycznych

Podstawą analizy jest układ elektroenergetyczny przedstawiony na rys. 1, złożony z bloku generator-transformator oraz linii elektroenergetycznej łączącej blok z systemem elektroenergetycznym. Założono, że punkt gwiazdowy transformatora jest bezpośrednio uziemiony, natomiast system elektroenergetyczny (SE) może pracować zarówno z izolowanym, jak i bezpośrednio uziemionym punktem zerowym. Punkt przełącznikowy P pomiędzy generatorem G a transformatorem T jest miejscem, przez które przepływa prąd składowej symetrycznej przeciwniej podczas zakłóceń w punkcie K, położonym na linii elektroenergetycznej L, którego wartość ma zostać wyznaczona.



Rys. 1. Analizowany układ elektroenergetyczny

Wychodząc ze znanych zależności pomiędzy prądami oraz napięciami fazowymi a ich składowymi symetrycznymi w miejscu zakłócenia wyprowadzono równania opisujące składową symetryczną przeciwną w punkcie przełącznikowym. W tabelicy 1 zestawiono otrzymane wyrażenia pozwalające obliczyć składową symetryczną przeciwną prądu dla różnych zakłóceń niesymetrycznych i dwóch wariantów pracy punktu zerowego SE. Dla objaśnienia przyjętych w tabelicy 1 oznaczeń podano na rys. 2 przykładowo schemat zastępczy obwodów zakłóceniewych odpowiadających pracy niepełnofazowej w wyniku przerwy w fazie A. Inne oznaczenia są następujące:

$$\underline{Z}_1 = \frac{(\underline{Z}_{1G} + \underline{Z}_{1T} + K_1 \underline{Z}_{1L})(K_2 \underline{Z}_{1L} + a \underline{Z}_{1S})}{\underline{Z}_{1G} + \underline{Z}_{1T} + \underline{Z}_{1L} + a \underline{Z}_{1S}} \quad (1)$$

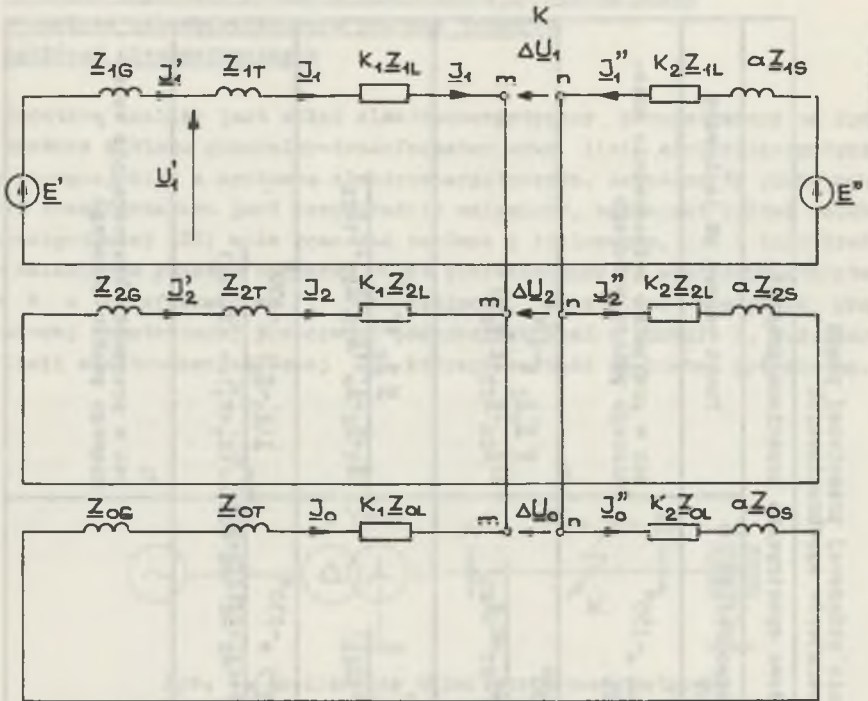
$$\underline{Z}_2 = \frac{(\underline{Z}_{2G} + \underline{Z}_{2T} + K_1 \underline{Z}_{2L})(K_2 \underline{Z}_{2L} + a \underline{Z}_{2S})}{\underline{Z}_{2G} + \underline{Z}_{2T} + \underline{Z}_{2L} + a \underline{Z}_{2S}} \quad (2)$$

$$\underline{Z}_0 = \frac{(\underline{Z}_{0T} + K_1 \underline{Z}_{0L})(K_2 \underline{Z}_{0L} + a \underline{Z}_{0S})}{\underline{Z}_{0T} + \underline{Z}_{0L} + a \underline{Z}_{0S}} \quad (3)$$

Tablica 1

Wzory umożliwiające obliczenie składowej przeciwnej prądu
w uwojeniu stojana generatorów synchronicznych

Rodzaj zakłócenia	Składowa symetryczna przeciwna prądu I_2	
	Punkt zerowy SE bezpośrednio uziemiony	Punkt zerowy SE izolowany
Zwarcie dwufazowe BC	$\frac{-U \underline{z}_2}{(\underline{z}_1 + \underline{z}_2) (\underline{z}_2 \underline{g} + \underline{z}_2 \underline{T} + k_1 \underline{z}_2 L)} e^{-j30^\circ}$	jak w przypadku bezpośrednio uziemionego punktu zerowego
Zwarcie dwufazowe BC z ziemią	$\frac{U \underline{z}_0 \underline{z}_2 e^{-j30^\circ}}{(\underline{z}_1 \underline{z}_2 + \underline{z}_0 (\underline{z}_1 + \underline{z}_2) (\underline{z}_2 \underline{g} + \underline{z}_2 \underline{T} + k_1 \underline{z}_2 L)}$	$\frac{U \underline{z}' \underline{z}_0 \underline{z}_2 e^{-j30^\circ}}{M (\underline{z}_2 \underline{g} + \underline{z}_2 \underline{T} + k_1 \underline{z}_2 L)}$
Zwarcie jednofazowe z ziemią fazy A	$\frac{U \underline{z}_2 e^{-j30^\circ}}{(\underline{z}_1 + \underline{z}_2 + \underline{z}_0) (\underline{z}_2 \underline{g} + \underline{z}_2 \underline{T} + k_1 \underline{z}_2 L)}$	$\frac{U \underline{z}_2 e^{-j30^\circ}}{(\underline{z}_1 + \underline{z}_2 + \underline{z}_0) (\underline{z}_2 \underline{g} + \underline{z}_2 \underline{T} + k_1 \underline{z}_2 L)}$
Praca niepełnofazowa w wyniku przerwy w fazie A	$\frac{-I (\underline{z}_1 + \underline{z}_1'') (\underline{z}_0 + \underline{z}_0'') e^{-j30^\circ}}{(\underline{z}_1 + \underline{z}_1') (\underline{z}_2 + \underline{z}_2 + \underline{z}_0 + \underline{z}_0') + (\underline{z}_2 + \underline{z}_2') (\underline{z}_0 + \underline{z}_0')}$	$-\frac{I (\underline{z}_1' + \underline{z}_1'') e^{-j30^\circ}}{(\underline{z}_1' + \underline{z}_1'') + (\underline{z}_2' + \underline{z}_2'')}$
Zwarcie jednofazowe z ziemią fazy A z jednoczesną przerwą w tej fazie	$\frac{-I' \underline{z}'_0 e^{-j30^\circ}}{\underline{z}'_1 \underline{z}'_2 + \underline{z}'_1 \underline{z}'_0 + \underline{z}'_2 \underline{z}'_0}$	jak w przypadku bezpośrednio uziemionego punktu zerowego



Rys. 2. Schemat zastępczy obwodów dla składowych symetrycznych w przypadku pracy niepełnofazowej (przerwa w fazie A)

$$\left. \begin{aligned} \underline{Z}'_1 &= \underline{Z}_{1G} + \underline{Z}_{1T} + K_1 \underline{Z}_{1L} \\ \underline{Z}'_2 &= \underline{Z}_{2G} + \underline{Z}_{2T} + K_1 \underline{Z}_{2L} \\ \underline{Z}'_0 &= \underline{Z}_{0T} + K_1 \underline{Z}_{0L} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

$$\left. \begin{aligned} \underline{Z}''_1 &= K_2 \underline{Z}_{1L} + \alpha \underline{Z}_{1S} \\ \underline{Z}''_2 &= K_2 \underline{Z}_{2L} + \alpha \underline{Z}_{2S} \\ \underline{Z}''_0 &= K_2 \underline{Z}_{0L} + \alpha \underline{Z}_{0S} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\underline{I} = \frac{\underline{E}' - \underline{E}''}{\underline{Z}'_1 + \underline{Z}''_1} \quad (6)$$

$$K_1 = \frac{l_{AK}}{l_{ABmax}}; \quad K_2 = \frac{l_{BK}}{l_{ABmax}}, \quad (7)$$

$$\underline{M} = \underline{Z}_1 \underline{Z}_2 + \underline{Z}'_0 (\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2), \quad (8)$$

przy czym K_1 i K_2 są to tzw. współczynniki lokalizacji miejsca zwarcia określające dla linii AB odległości odpowiednio od stacji A do miejsca zakłócenia K lub od stacji B do punktu K.

3. Analiza ilościowa

Analizę kształtowania się względnej wartości składowej przeciwnej prądu w uzwojeniu stojana generatorów przeprowadzono dla kilku największych bloków energetycznych generator-transformator, pracujących w krajowym systemie elektroenergetycznym.

W tablicy 2 zestawiono wartości parametrów elementów układu elektroenergetycznego dla różnych wariantów współpracy typowych krajowych generatorów z transformatorami blokowymi o różnych napięciach po stronie SE i liniach elektroenergetycznych, których maksymalne długości podano w ostatniej rubryce. Obliczenia przeprowadzono dla największych dopuszczalnych poziomów mocy zwarciowej SE, które wynoszą: 5, 25 i 40 GV·A, odpowiednio dla napięć 110, 220, 400 kV; założono ponadto, że $X_{OS} = 0,8 X_{1S}$.

Na rys. 3a przedstawiono przebieg względnych wartości składowej przeciwnej prądu płynącego w uzwojeniu generatora współpracującego według wariantu 1A (por. tabl. 2) z SE bezpośrednio uziemionym, w zależności od położenia punktu zakłóceniewego K na linii elektroenergetycznej. Analogiczne przebiegi dla przypadku, gdy SE pracuje z izolowanym punktem zerowym, podaje rys. 3b.

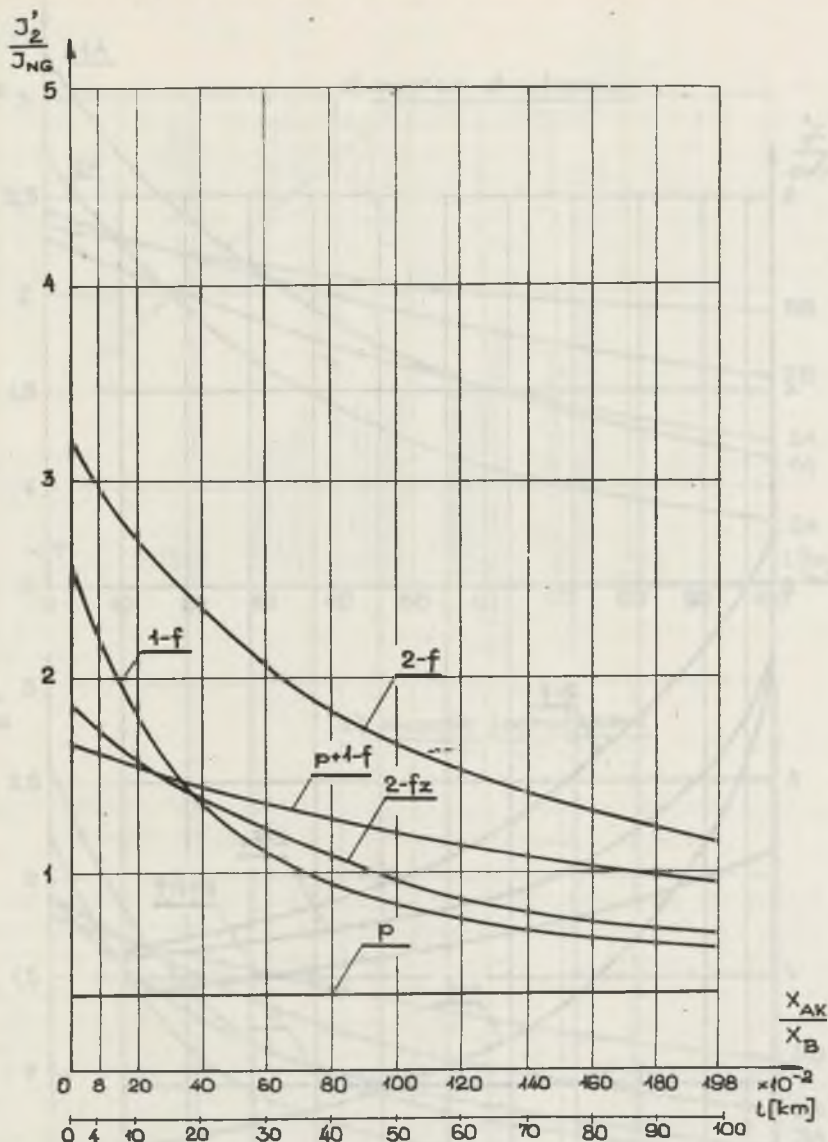
Z porównania otrzymanych charakterystyk wynika, że największa wartość I_{I_2}'/I_{nG} występuje podczas zwarcia dwufazowego, najmniejsza natomiast w przypadku pracy niepełnofazowej wywołanej przerwą w jednej fazie. W tym drugim przypadku względna wartość składowej przeciwnej prądu jest stała, niezależna od miejsca lokalizacji zakłócenia. Tego rodzaju charakterystyki zostały wyznaczone dla pozostałych wariantów pracy bloków, dla których wartości I_{I_2}'/I_{nG} kształtowały się podobnie, z tą jedynie różnicą, że dla bloków o większej mocy, współpracujących z SE z izolowanym punktem zerowym, najmniejsze wartości występują dla niektórych zwarc jednofazowych.

Na rys. 4a przedstawiono względną wartość składowej przeciwnej prądu podczas zwarcia dwufazowego dla wszystkich rozpatrzonych wariantów pracy bloków zawartych w tabl. 2, natomiast rys. 4b ilustruje zmiany tej składowej dla najczęściej występującego w analizowanych systemach zwarcia jednofazowego przy bezpośrednio uziemionym punkcie zerowym SE.

Tablica 2

Względne wartości reaktancji analizowanych bloków generator-transformator oraz linii elektroenergetycznych

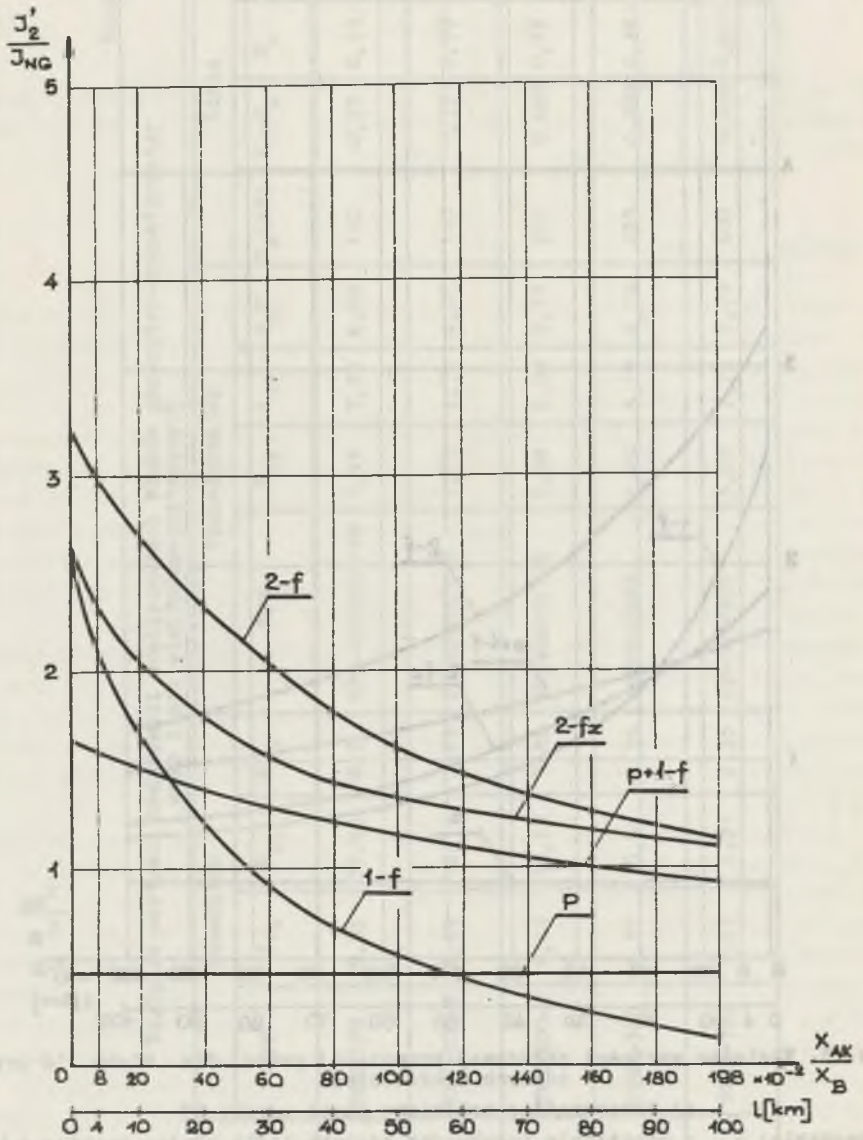
Lp.	Wa- riant	Generator				Transformator				Linia			
		Typ	X_{1G}	X_{2G}	X_{0G}	Typ	X_{1T}	X_{2T}	X_{0T}	U_n (kV)	$X_1=X_2$	X_c	l_{max} km
1	1A	TGH-120	9,33	12,66	6,3	RTr-160000/110	7,33	7,33	6,23	110	0,33	0,99	100
2	2A	TWW-200-2	8,49	10,19	3,82	TW240000/110	4,79	4,79	4,07	110	0,33	0,99	100
3	2B	TWW-200-2	8,49	10,19	3,82	TW240000/220	6,08	6,08	5,17	220	0,083	0,25	220
4	3A	GTHW-360	5,87	5,87	2,35	426000/220	3,28	3,28	2,79	220	0,083	0,25	220
5	3B	GTHW-360	5,87	5,87	2,35	426000/400	3,28	3,28	2,79	400	0,025	0,075	400



Rys. 3. Względne wartości składowej przeciwnej prądu dla bloku 1A przy różnych zakłóceniach

a) bezpośrednio uziemiony punkt zerowy SE

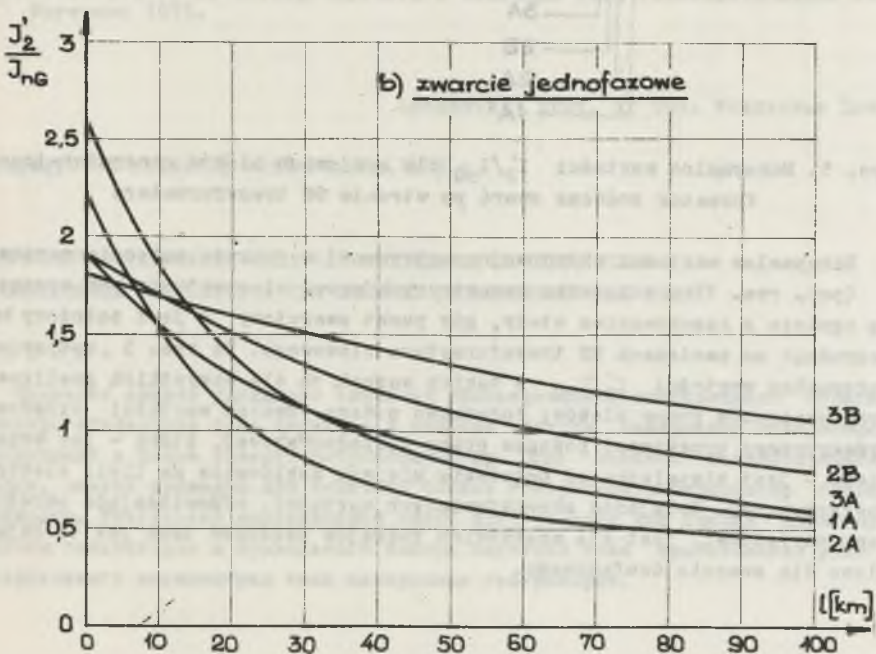
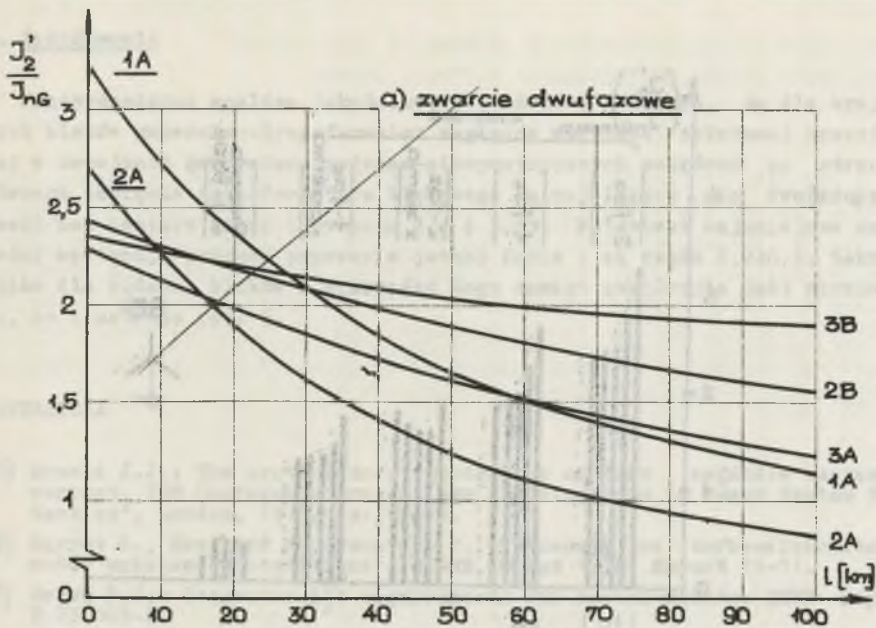
Oznaczenia: X_{AK} - reaktancja indukcyjna odcinka linii między punktem A i K (por. rys. 1); X_B - reaktancja indukcyjna bloku generator - transformator; 1-f - zwarcie jednofazowe z ziemią; 2-f - zwarcie dwufazowe; 2-f_z - zwarcie dwufazowe z ziemią; p - przerwa w jednej fazie; p+1-f - zwarcie jednofazowe z jednoczesną przerwą w fazie zwartej



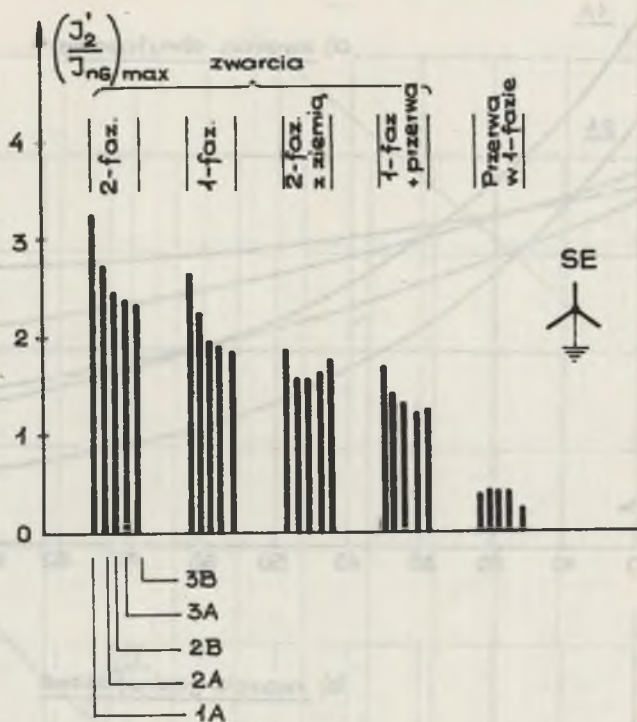
Rys. 3. Względne wartości składowej przeciwnej prądu dla bloku 1A przy różnych zakłóceniach

b) izolowany punkt zerowy SE

Oznaczenia: jak na rys. 3a



Rys. 4. Względne wartości składowej przeciwnej prądu podczas zewnętrznego zwarcia dwufazowego (a) i jednofazowego (b) dla analizowanych bloków



Rys. 5. Maksymalne wartości I_2'/I_{nG} dla krajowych bloków generator-transformatorem podczas zwarć po stronie GN transformatora

Maksymalne wartości składowej symetrycznej w punkcie zabezpieczeniowym P (por. rys. 1) w przypadku zewnętrznych zwarć niesymetrycznych występują zgodnie z oczekiwaniem wtedy, gdy punkt zwarcia K jest położony bezpośrednio na zaciskach GN transformatora blokowego. Na rys. 5 zestawiono maksymalne wartości I_2'/I_{nG} w takich warunkach dla wszystkich analizowanych wariantów pracy bloków; dodatkowo podano również wartości składowej symetrycznej przeciwnej podczas pracy niepełnofazowej, która - jak wspomniano - jest niezależna od położenia miejsca zakłócenia na linii elektroenergetycznej. Kolejność przedstawionych wartości, odpowiadająca określonemu wariantowi, jest dla wszystkich rodzajów zakłóceń taka jak to objaśniono dla zwarcia dwufazowego.

4. Zakończenie

Przeprowadzona analiza jakościowa i ilościowa wykazała, że dla krajowych bloków generator-transformator względne wartości składowej przeciwnej w uzwojeniu generatora podczas niesymetrycznych zakłóceń po stronie górnego napięcia transformatora blokowego są największe dla dwufazowych zwarć bez udziału ziemi i wynoszą $2,4 \div 3,25$. Natomiast najmniejsze wartości występują podczas przerwy w jednej fazie i są rzędu $0,2 \div 0,4$. Zakres zmian dla różnych bloków w przypadku tego samego zakłócenia jest niewielki, co ilustruje rys. 5.

LITERATURA

- [1] Arnold J.J.: The protection of generators against negative sequence current. IEE Conference Proceedings "Developments in Power System Protection", London, 1975, ss. 50-56.
- [2] Barret S., Heullard M., Coustere F.: Stresses on turbo-alternators under unbalanced conditions - CIGRE, Paryż 1970, Raport 11-11.
- [3] Brown P.G.: Generator $I_2^2 t$ requirements for system faults. IEEE Paper T 73-045-2.
- [4] Kołek W.: Praca turbogeneratorsa w układzie elektroenergetycznym. PWT, Warszawa 1955.

Recenzent: prof. dr inż. Władysław Latek

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

ЗНАЧЕНИЯ СОСТАВЛЯЮЩИХ ОБРАТНОЙ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТИ ТОКА В СИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРАХ ПРИ ВНЕШНИХ НЕСИММЕТРИЧЕСКИХ СБОЯХ

Резюме

Проведён анализ удельного значения симметрической составляющей обратной последовательности тока текущего в обмотке статора синхронных генераторов, работающих в блоке генератор-трансформатор при внешних несимметрических сбоях. Анализ проведён для типичных блоков генератор-трансформатор большой мощности. Результаты исследований могут быть основой для оценки надёжности работы генераторов и правильного выбора значений тока срабатывания реле от коэффициента несимметрии тока синхронных генераторов.

THE VALUES OF NEGATIV SEQUENCE CURRENT IN SYNCHRONOUS GENERATORS DURING UNSYMMETRICAL EXTERNAL FAULTS

Summary

A quantitative analysis of relative values of negative sequence phase current in the stator winding of synchronous generator connected via a delta-star transformer with the power system during unbalanced conditions due to different system faults is presented. The analysis has been performed for large typical generator-transformer units operating in the domestic power system. The obtained results can be used for proper estimations of the generator emergency and or the correct choice of operating value of negative sequence protection.

[1] ...

[2] ...

[3] ...

[4] ...

[5] ...

[6] ...

[7] ...

[8] ...

[9] ...

[10] ...

[11] ...

[12] ...

[13] ...

[14] ...

[15] ...

[16] ...

[17] ...

[18] ...

[19] ...

[20] ...

[21] ...

[22] ...

[23] ...

[24] ...

[25] ...

[26] ...

[27] ...

[28] ...

[29] ...

[30] ...

[31] ...

[32] ...

[33] ...

[34] ...

[35] ...

[36] ...

[37] ...

[38] ...

[39] ...

[40] ...

[41] ...

[42] ...

[43] ...

[44] ...

[45] ...

[46] ...

[47] ...

[48] ...

[49] ...

[50] ...

[51] ...

[52] ...

[53] ...

[54] ...

[55] ...

[56] ...

[57] ...

[58] ...

[59] ...

[60] ...

[61] ...

[62] ...

[63] ...

[64] ...

[65] ...

[66] ...

[67] ...

[68] ...

[69] ...

[70] ...

[71] ...

[72] ...

[73] ...

[74] ...

[75] ...

[76] ...

[77] ...

[78] ...

[79] ...

[80] ...

[81] ...

[82] ...

[83] ...

[84] ...

[85] ...

[86] ...

[87] ...

[88] ...

[89] ...

[90] ...

[91] ...

[92] ...

[93] ...

[94] ...

[95] ...

[96] ...

[97] ...

[98] ...

[99] ...

[100] ...

Alfred KAŁUŻNY

WYZNACZANIE CHARAKTERYSTYKI STANU ZABRUDZENIA POWIERZCHNI IZOLATORÓW WYSOKIEGO NAPIĘCIA

Streszczenie. W opracowaniu przedstawiono metodę wyznaczania charakterystyki opisującej stan zabrudzenia powierzchni izolatorów w oparciu o parametry charakteryzujące rejon zabrudzeniowy eksploatacji oraz parametry konstrukcyjne, położenie pracy izolatorów i warunki meteorologiczne.

1. Wstęp

Izolatory napowietrzne wysokiego napięcia pracujące w rejonach o atmosferze zanieczyszczonej pyłami przemysłowymi narażone są na utworzenie się na ich powierzchni warstwy zanieczyszczeń. Warstwa zanieczyszczeń w niekorzystnych warunkach meteorologicznych (mgła, mławka, rosa, topniejący śnieg) powoduje bardzo znaczne obniżenie wytrzymałości powierzchniowej. Jest przyczyną poważnych zakłóceń w sieciach zasilających wysokiego napięcia. Stopień obniżenia się wytrzymałości elektrycznej izolatora skutkiem istnienia na jego powierzchni warstwy zabrudzeń jest uwarunkowany między innymi rodzajem zabrudzeń, grubością i rozkładem warstwy zabrudzeniowej oraz konduktywnością powierzchniową i jej zmianą w czasie, w zadanych warunkach meteorologicznych.

Z punktu widzenia oceny narażenia izolatora na wyładowania zabrudzeniowe w zadanych warunkach eksploatacyjnych oraz jego odporności na oddziaływanie zanieczyszczeń przemysłowych w powietrzu konieczne jest poznanie mechanizmu tworzenia się warstwy zabrudzeniowej i jej rozkładu na powierzchni izolatora w funkcji czasu eksploatacji.

Parametrem opisującym zmianę własności powierzchniowych izolatora oraz warunkującym zapłon wyładowania niesupełnego i zupełnego na izolatorze jest konduktywność powierzchniowa α_p . W związku z tym do oceny stanu powierzchni izolatora i jego możliwości eksploatacyjnych przyjęto konduktywność powierzchniową. Opracowanie metody opisu zmian tego parametru eksploatacyjnego, który stanowi charakterystykę stanu izolatorów napowietrznych, jest celem niniejszego opracowania.

2. Określenie konduktywności powierzchniowej

Konduktywność powierzchniowa α_p izolatora zabrudzonego jest iloczynem konduktywności materiału tworzącego warstwę zabrudzeniową α i grubości warstwy zabrudzeń

$$\alpha_p = \alpha a \left[\mu S \frac{m}{m} \right] \quad (1)$$

Z definicją wynikają więc możliwości analitycznego zapisu parametru charakteryzującego stan zabrudzenia powierzchni izolatora. Zmiany konduktywności powierzchniowej są uwarunkowane zmianami konduktywności materiału tworzącego warstwę zabrudzeniową i jej grubości.

Konduktywność materiału tworzącego warstwę zabrudzeniową jest zależna przede wszystkim od rodzaju materiału, zawartości części rozpuszczalnych Q_r w wodzie, wilgotności otoczenia oraz temperatury. Natomiast grubość warstwy zabrudzeniowej na powierzchni izolatora jest uwarunkowana głównie intensywnością opadu Q_c , gęstością materiałów tworzących warstwę γ , czasem oddziaływania zanieczyszczonego środowiska t oraz czynnikami samoczyszczenia powierzchni izolatora - wiatru i deszczu, których oddziaływanie jest funkcją parametrów konstrukcyjnych i położenia pracy izolatora.

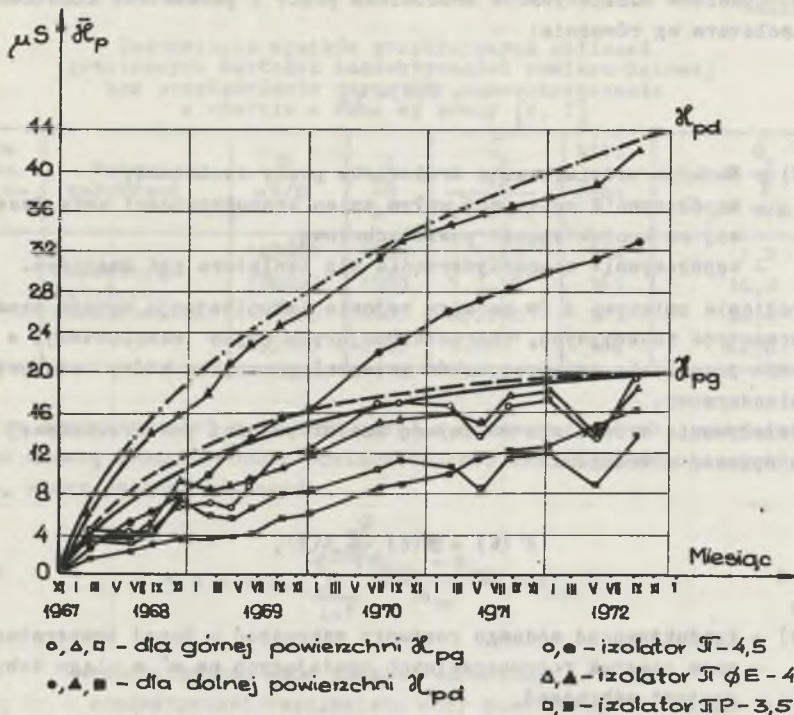
3. Analiza parametrów charakterystyki stanu powierzchni izolatorów w.n.

Badania laboratoryjne własne [1] i obce [2, 5] konduktywności powierzchniowej izolatorów pracujących w warunkach zabrudzeniowych wskazują na dużą prawidłowość zmian konduktywności powierzchniowej z czasem eksploatacji. Na rys. 1 podano przykładowo wyniki pomiarów konduktywności powierzchniowej izolatorów pracujących w rejonie zabrudzeń przemysłowych (cementownia). Z pomiarów przedstawionych w pracach [1, 2, 5] wynika, że zależność konduktywności powierzchniowej od czasu eksploatacji posiada charakter funkcji wykładniczej. Krzywa, która stanowi obwiednię punktów o największej wartości konduktywności powierzchniowej w czasie eksploatacji izolatora może być zapisana równaniem:

$$\alpha_p = A \left(1 - e^{-\frac{t}{T}} \right) \left[\mu S \frac{m}{m} \right] \quad (2)$$

gdzie:

- A - określa warunki zabrudzeniowe pracy izolatora, które są funkcją:
 - rodzaju i intensywności zabrudzeń A' ,
 - współczynnika konduktywności wody deszczowej ν ,
 - zadanych warunków termicznych t ,



Rys. 1. Zmiany średniej kondukcyjności powierzchniowej $\bar{\sigma}_p$ zabrudzonych i zmoczonych izolatorów ze zmianą czasu eksploatacji w rejonie silnych zabrudzeń cementem na stacji "Cemzawod" (TSRR) [3]

- częstotliwości i intensywności deszczu,
- konstrukcji izolatora (własności samoczyszczenia),
- długości drogi wpływu czyszczonej L_{ucz} i całkowitej L_{uc} .

t_e - czas eksploatacji,

T - stała czasowa zmian kondukcyjności powierzchniowej w danym rejonie eksploatacji, która jest funkcją warunków klimatycznych, ukształtowania powierzchni i położenia pracy izolatora.

Parametr A w równaniu (2) stanowi wartość kondukcyjności powierzchniowej izolatora dla stanu prawie ustalonego i przy pełnym nasyceniu wodą warstwy zabrudzeniowej.

Wyniki pomiarów [1, 2, 3] pokazują, że parametr A w równaniu (2) nie jest wartością stałą dla warstwy zabrudzeń na powierzchni izolatorów, lecz jest funkcją warunków eksploatacyjnych.

Natomiast wartość parametru A w funkcji (1), będącej obwiednią możliwych stanów zanieczyszczenia powierzchni izolatora, opisana jest ilo-

czynem czynników oddziaływania środowiska pracy i parametrów konstrukcyjnych izolatora wg równania:

$$A = A'(\tau) \rightarrow \varphi_d \quad (3)$$

gdzie:

- $A'(\tau)$ - funkcja oddziaływania środowiska pracy izolatora,
- \rightarrow - współczynnik opisujący wpływ zmian konduktywności wody dwuszczowej na konduktywność powierzchniową,
- φ_d - współczynnik samooczyszczania się izolatora pod deszczem.

Określenie zmiennej A' w zadanym rejonie eksploatacji wymaga oznaczenia parametrów funkcyjnych, charakteryzujących rejon eksploatacji w jednostkowym przedziale zmian warunków meteorologicznych, który stanowi 1 rok kalendarzowy.

Oddziaływanie środowiska na zmianę konduktywności powierzchniowej izolatora opisano równaniem:

$$A'(\tau) = \mathcal{K}(\tau) \frac{Q_T}{\rho} t(1), \quad (4)$$

gdzie:

- $\mathcal{K}(\tau)$ - konduktywność wodnego roztworu zabrudzeń w danej temperaturze,
- Q_T - masa cząstek rozpuszczalnych opadających na m^2 w ciągu doby,
- ρ - gęstość zabrudzeń,
- $t(1)$ - jednostkowy przedział czasu eksploatacji równy 365 dób.

Funkcja (4) ujmuje te czynniki środowiska, które stanowią o wzroście konduktywności powierzchniowej izolatora.

Konduktywność wodnego roztworu zanieczyszczeń $\mathcal{K}(\tau)$ i zawartość cząstek rozpuszczalnych Q_T w całkowitym opadzie zanieczyszczeń Q_C w danym rejonie eksploatacji charakteryzuje rodzaj zanieczyszczeń pod względem przewodnictwa warstwy zabrudzeniowej. Natomiast grubość warstwy zabrudzeniowej i jej zmienność co do składu w zależności od źródeł zapylenia w cyklu zmian warunków meteorologicznych funkcyjnie ujmuje jednostkowy przedział czasu eksploatacji $t(1)$ - jeden rok - oraz gęstość zanieczyszczeń, która charakteryzuje poruszanie się cząstek w powietrzu. Gęstość cząstek zanieczyszczeń charakteryzuje również warunki osadzania się i wymywania ich przez deszcz na powierzchni izolatora.

W oparciu o pomiary prowadzone przez służby eksploatacji energetyki [4, 6] dla określenia stref zabrudzeniowych równanie (4) pozwala na wyznaczenie wartości granicznych konduktywności powierzchniowej izolatora w strefach zabrudzeniowych. Obliczenia wartości granicznych konduktywności powierzchniowej w poszczególnych strefach zabrudzeniowych zestawiono w tabelicy 1.

Tablica 1

Zestawienie wyników przykładowych obliczeń granicznych wartości konduktywności powierzchniowej bez uwzględnienia czynników samooczyszczania w oparciu o dane wg pracy [4, 7]

Strefa zabrudzenia	Rodzaj zabrudzeń	$\% \mu\text{S/m}$	$\uparrow \frac{\text{kg}}{\text{m}^2}$	$\frac{Q_r}{\text{m}^2 \text{ dobę}}$	t(1) doba	$A' = \% \frac{Q_r}{\uparrow} t(1) \mu\text{S m/m}$
I		148000	1300	$5,1 \cdot 10^{-5}$	365	2,2
II	cementowo-hutniczo-	176000	1500	$3,7 \cdot 10^{-4}$	365	16,0
III	elektrowniany	186000	1500	$9,3 \cdot 10^{-4}$	365	34,0
IV		195000	1500	$9 \cdot 10^{-4}$	365	42,0

Wpływ konduktywności wody deszczowej w różnych strefach zabrudzeniowych na zmianę konduktywności powierzchniowej izolatora wyraża współczynnik ψ , który opisano równaniem:

$$\psi = 1 + 0,1 \sum_{i=1}^{i=m} \frac{\%_{rzi} - \%_{wn}}{\%_{wn}} Z(\%_{rzi}), \quad (5)$$

gdzie:

- $\%_{wn}$ - konduktywność wody deszczowej normalnego,
- $\%_{rzi}$ - konduktywność rzeczywista wody deszczowej w danym rejonie eksploatacji,
- $Z(\%_{rzi})$ - częstość deszczu o określonej konduktywności w roku.

W oparciu o dane pomiarowe [4] w rejonach eksploatacji stanowiących strefy zabrudzeniowe I, II, III i IV wyznaczono przykładowo wartości współczynnika ψ dla poszczególnych stref. Wyniki obliczeń zestawiono w tablicy 2. Współczynnik zmian konduktywności wody deszczowej w zadanych warunkach eksploatacyjnych wyraża zmianę konduktywności powierzchniowej izolatora w stosunku do konduktywności powierzchniowej uzyskanej na powierzchni tego samego izolatora, lecz zwilżonego wodą o konduktywności równej konduktywności wody deszczu normalnego.

Gromadzenie się na powierzchni izolatora ciał stanowiących zanieczyszczenie powietrza jest uzależnione od parametrów konstrukcyjnych i położenia pracy izolatora oraz istnienia i intensywności oddziaływania czynników powodujących samooczyszczanie się izolatora. Intensywność i częstość czyszczenia deszczem powierzchni izolatora zależna jest głównie od częstości i intensywności deszczu oraz możliwości jego oddziaływania na powierzchnię izolatora. Charakterystykę opadów deszczowych w cyklu zmian warunków meteorologicznych (1 rok) stanowią:

- liczba dni z określoną intensywnością deszczu w roku,
- okres opadów deszczu, w którym ma miejsce intensywne czyszczenie izolatorów,

- udział opadów deszczu z okresu czyszczenia powierzchni izolatorów (okresu letniego) w rocznej sumie opadów.

Tablica 2

Obliczenia przykładowe współczynnika δ wg równania (4),
wykorzystując dane [4]

Strefa zabrudzeniowa	$\% w_n$ $\mu S/m$	$\% r_{zi}$ $\mu S/m$	Z($\% r_{zi}$)	δ
I	10000	13000 17500	0,15 0,1	1,012
II	10000	15000 20000 24000	0,21 0,11 0,09	1,034
III	10000	15000 25000 30000 55000	0,26 0,23 0,08 0,09	1,104
IV	10000	20000 30000 50000 70000 90000 110000	0,28 0,23 0,17 0,12 0,08 0,08	1,36

Wpływ bezpośredniego czyszczącego oddziaływania deszczu w okresie letnim, jak również powolne wymywanie warstwy zabrudzeniowej w rocznym okresie oddziaływania deszczu w mechanizmie tworzenia się warstwy zabrudzeniowej opisuje funkcja:

$$\delta = e^{-\frac{mn}{w}}, \quad (6)$$

gdzie:

- m - stanowi średnią liczbę dni z opadami deszczu powyżej 0,1 [mm/min],
- w - okres opadów letnich deszczu w miesiącach (IV - X),
- n - udział opadów deszczu okresu letniego w rocznej sumie opadów.

Wpływ parametrów konstrukcyjnych i położenia izolatora w mechanizmie tworzenia się warstwy zabrudzeniowej wyznacza iloraz drogi upływu czyszczonej L_{ucz} (jest to ta część drogi upływu, która podlega bezpośredniemu oddziaływaniu czynników czyszczących - wiatru i deszczu na powierzchnię izolatora) i całkowitej drogi upływu izolatora L_{uc} .

Przykładowo dla terenów GOP-u wg danych [5] $m = 95$, $w = 210$ dni i $n = 0,7$ współczynnik δ wynosi:

$$\delta = e^{-\frac{mn}{w}} = e^{-\frac{95 \cdot 0,7}{210}} = 0,73$$

Ilościowy zapis wpływu parametrów konstrukcyjnych i czynników samooczyszczania się izolatora na warunki tworzenia się warstwy zabrudzeniowej wyraża współczynnik samooczyszczania się izolatorów pod deszczem w relacji:

$$\eta_d = (1 - \xi \frac{L_{ucz}}{L_{uc}}) \delta \quad (7)$$

Współczynnik ξ jest częstością deszczu o intensywności większej lub równej 0,1 mm/min w roku. Zatem zależność funkcyjna opisująca poziom graniczny konduktywności powierzchniowej izolatora danej konstrukcji w zadanych warunkach zawieszenia i eksploatacyjnych opisuje równanie:

$$A(\tau) = A'(\tau) \rightarrow (1 - \xi \frac{L_{ucz}}{L_{uc}}) \delta \quad (8)$$

Dla eksploatacji izolacji napowietrznej ważna jest nie tylko wartość graniczna konduktywności powierzchniowej opisana funkcją typu wykładniczego, ale również szybkość wzrostu konduktywności powierzchniowej izolatora z czasem eksploatacji, którą określa stała czasowa T.

Szybkość narastania konduktywności powierzchniowej jest wynikiem oddziaływania czynników zanieczyszczających środowisko, jak również możliwości samooczyszczania się izolatora i przeciwdziałania osadzaniu się cząstek zabrudzeń na powierzchni izolatora. Stała czasowa narastania konduktywności powierzchniowej jest odwrotnie proporcjonalna do całkowitej ilości opadów Q_C (5%) i zawartości cząstek rozpuszczalnych w całkowitej ilości zapylenia w danym rejonie, przy częstości skumulowanej względnej równej jedności Z(1).

Czyszczące działanie deszczu, warunkujące przyrosty konduktywności powierzchniowej, opisuje współczynnik

$$\lambda = e^{-\xi \frac{L_{ucz}}{L_{uc}}} \quad (9)$$

Natomiast przeciwdziałanie konstrukcji izolatora w osadzaniu się zanieczyszczeń z powietrza na jego powierzchni określają własności aerodynamiczne izolatora. Współczynnik opisujący własności aerodynamiczne izolatora η_a jest funkcją kąta pochylenia kloszy, szczególnie górnej powierzchni klosza α , bowiem dolna powierzchnia kloszy daszkowych w położeniu przelotowym zawieszenia izolatora znajduje się w obszarze zastoju

$$\eta_a = 1 + \sin \alpha \quad (10)$$

W ujęciu analitycznym stała czasowa zmian konduktywności powierzchniowej izolatora jest iloczynem podanych zależności:

$$T = \frac{10^{-3}}{Q_{\text{cmax}}(5\%)} e^{-\delta \frac{L_{\text{ucz}}}{L_{\text{uc}}}} (1 + \sin \alpha), \quad (11)$$

gdzie:

$Q_{\text{cmax}}(5\%)$ określa pięcioprocentową częstość występowania całkowitej ilości wagowej cząstek rozpuszczalnych i nierozpuszczalnych zapylenia, opadającą na metr kwadratowy w ciągu jednej doby.

Funkcja opisująca zmianę obwiedni maksymalnych wartości konduktywności powierzchniowej w zależności od czasu eksploatacji izolatora w zadanych warunkach zabrudzeniowych przyjmie postać opisaną równaniem (12):

$$x_p(\tau) = x(\tau) \frac{Q_r}{\delta} \tau (1 + \delta - \delta \frac{L_{\text{ucz}}}{L_{\text{uc}}}) e^{-\delta \frac{L_{\text{ucz}}}{L_{\text{uc}}}} \left[1 - e^{-\frac{\tau}{T}} \right] \quad (12)$$

W ten sposób określono podstawowe zależności analityczne opisujące warunki zmian konduktywności powierzchniowej izolatorów, które stanowią charakterystykę stanu powierzchni izolatora.

4. Przykład obliczeniowy

W oparciu o dane charakteryzujące w sposób przybliżony rejony eksploatacji izolatorów napowietrznych zawarte w pracach [4, 5, 6, 7] wyznaczono w przykładzie obliczeniowym charakterystyki stanu powierzchni wybranego izolatora w strefach zabrudzenia oraz różnych typów izolatorów w.n. w trzeciej strefie zabrudzeniowej. Potrzebne dane obliczeniowe oraz wyniki obliczeń zestawiono w tablicach 3 i 4. Wyniki obliczeń zilustrowano na rys. 2.

5. Ocena możliwości praktycznego wykorzystania charakterystyki stanu powierzchni izolatora

Przedstawiona metoda analizy zabrudzenia powierzchni izolatorów napowietrznych w zadanych (znanych lub przewidywanych) warunkach zanieczyszczenia powietrza i klimatycznych w funkcji konstrukcji i położenia pracy izolatora może znaleźć następujące zastosowanie:

1. Przy ocenie konstrukcji izolatorów z punktu widzenia posiadanych możliwości przeciwdziałania w tworzeniu się na ich powierzchni warstwy zanieczyszczeń przemysłowych, wykorzystania deszczu jako czynnika czyszczącego powierzchnię izolatora.
2. W pracach służb eksploatacyjnych do określenia stopnia narażenia zabrudzeniowego izolatorów pracujących w zadanych liniach i stacjach na-

Tablica 3

Zestawienie wyników obliczeń charakterystyk stanu powierzchni izolatora LP 75/17 w różnych strefach zabrudzeniowych w funkcji czasu eksploatacji

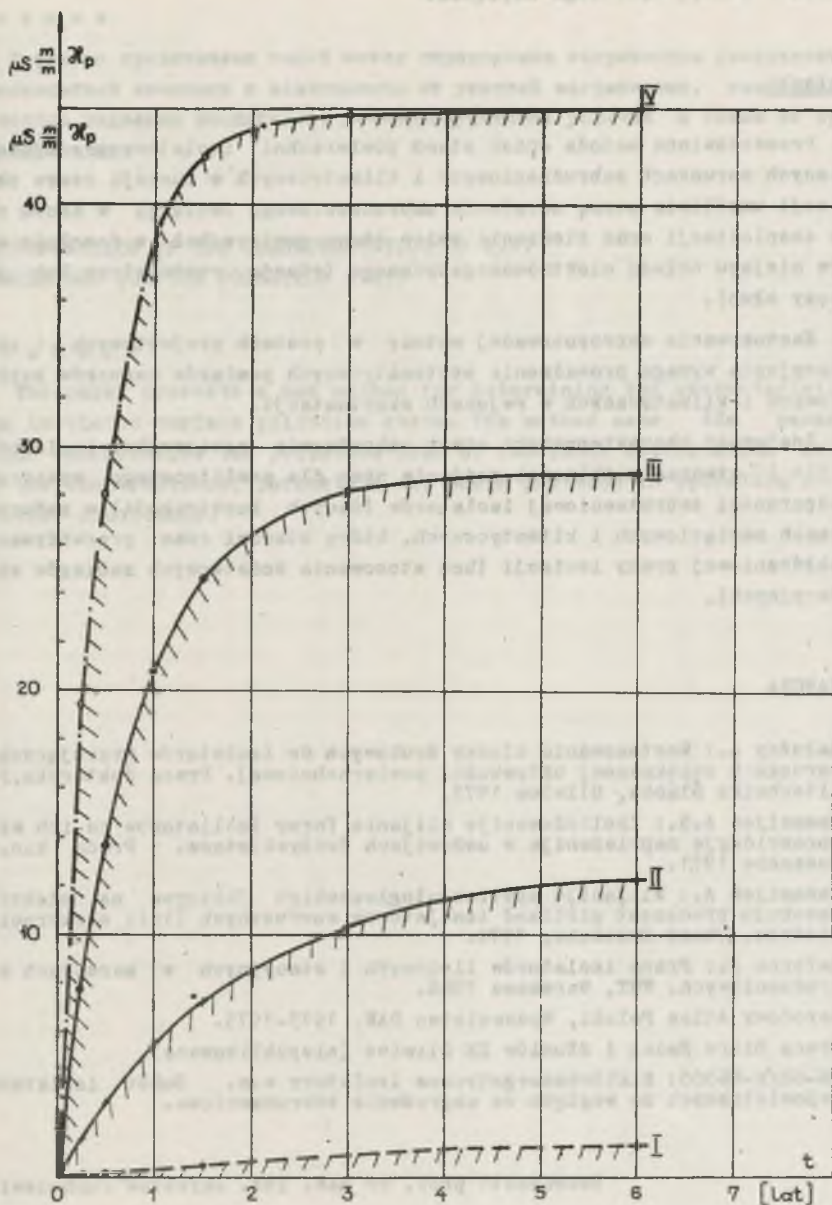
Strefa zabrudzenia	$\eta_d = \left(1 - \frac{I_{\text{ucz}}}{I_{\text{uc}}}\right) \delta$	$Q_{\text{cmax}} (5\%)$ $\left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^2 \text{ doba}}\right]$	$Z(1)$	T [lat]	$M_p(t_e) = A \cdot \eta \cdot \eta_d \cdot \left(1 - e^{-\frac{t_e}{T}}\right)$ [μS]											
					dla $t_e = 0,25$		dla $t_e = 1,0$		dla $t_e = 3,0$		dla $t_e = 10,3$					
I	0,77	$0,52 \times 10^{-3}$	0,47	4,25	$1,7 \left(1 - e^{-\frac{t_e}{4,25}}\right) = 0,1$		0,2 0,36		0,5 1,0		1,5 3		0,5 0,86		1,3	
II	0,77	$0,82 \times 10^{-3}$	0,7	1,81	$12,7 \left(1 - e^{-\frac{t_e}{1,81}}\right) = 1,6$		3,0 5,4		7,2 10,3		12,2					
III	0,77	$2,2 \times 10^{-3}$	0,6	0,788	$28,9 \left(1 - e^{-\frac{t_e}{0,788}}\right) = 7,8$		13,6 20,8		24,6 28,2		28,9					
IV	0,77	$8,5 \times 10^{-3}$	0,25	0,489	$44 \left(1 - e^{-\frac{t_e}{0,489}}\right) = 19,4$		28,1 38,3		41,9 43,9		44					

Tablica 4

Zestawienie przykładowej charakterystyki
stanu izolatorów długopniowych w III strefie zabrudzeniowej
na terenie GOP-u wg danych [4, 5, 6, 7]

		LP75/12	LP75/14	LP75/17	VKLF75/16	WKLS75/21	
Dane konstrukcyjne	L_{uc} m	1,69	1,97	2,25	2,50	3,35	
	L_{ucz} m	0,82	0,95	0,80	0,85	0,95	
	$\frac{L_{ucz}}{L_{uc}}$ -	0,48	0,48	0,355	0,34	0,28	
	α °	18	18	18	40	37	
Dane charakterystyczne zabrudzenia rejon eksploatacji	$Q_{cmax}(5\%)$	2,2	2,2	2,2	2,2	2,2	
	Z(1)	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6	
	A'	34	34	34	34	34	
	γ	1,104	1,104	1,104	1,104	1,104	
	δ	0,73	0,73	0,73	0,73	0,73	
	m	95	95	95	95	95	
	m	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	
	w	210	210	210	210	210	
	Rodzaj zabrudzenia Cementowo-hutniczo-elektrowniany						
	$\% \mu S \frac{1}{m}$	ok. 186000	186000	186000	186000	186000	
	$\% \frac{kg}{m^2}$	1860	1860	1860	1860	1860	
	$Q_r \cdot 10^{-4}$	0,93	0,93	0,93	0,93	0,93	
	$\%_{wn} \mu S/m$	10000	10000	10000	10000	10000	
	$\%_{rzi} \mu S/m$	$x10^2$ 150±550	$x10^2$ 150±550	$x10^2$ 150±550	$x10^2$ 150±550	$x10^2$ 150±550	
	Z($\%_{rzi}$)	0,26±0,09	0,26±0,09	0,26±0,09	0,26±0,09	0,26±0,09	
	T lat	0,699	0,699	0,788	0,969	0,993	
Obliczenia $\alpha(t_e) = \frac{t_e}{\lambda \cdot \gamma \cdot \gamma_d (1 - e^{-T})}$ [lat]	0,23	6,7	6,7	8,1	7,9	8,4	
	0,46	11,6	11,6	13,9	13,5	14,5	
	0,699	15,1	15,1	18,2	17,7	19	
	1,4	20,7	20,7	25	24,3	26	
	2,1	22,8	22,8	27,5	26,7	28,5	

x) Niektóre dane podają 305 cm. Dużą rolę odgrywają tolerancje wymiarów konstrukcyjnych izolatorów.



Rys. 2. Przykładowe charakterystyki stanu zabrudzenia powierzchni izolatora LP75/17 w strefach zabrudzeniowych I, II, III i IV wg T.3

powietrznych. W oparciu o wyznaczony stopień narażenia zabrudzeniowego podejmować zabiegi eksploatacyjne dla zapewnienia ciągłości pracy linii i stacji wysokiego napięcia.

6. Wnioski

1. Przedstawiona metoda opisu stanu powierzchni izolatora pracującego w zadanych warunkach zabrudzeniowych i klimatycznych w funkcji czasu eksploatacji umożliwia ocenę narażenia zabrudzeniowego izolacji w danym rejonie eksploatacji oraz śledzenia zmian stanu powierzchni w dowolnie wybranym miejscu układu elektroenergetycznego (stacja rozdzielcza lub pojedynczy słup).

2. Zastosowanie zaproponowanej metody w pracach projektowych i eksploatacyjnych wymaga prowadzenia systematycznych pomiarów warunków zabrudzeniowych i klimatycznych w rejonach eksploatacji.

3. Znajomość charakterystyki stanu zabrudzenia powierzchni izolatorów $\%_p = f(t_e)$ stwarza możliwości podjęcia prac dla analitycznego wyznaczenia odporności zabrudzeniowej izolatorów (danych konstrukcji) w zadanych warunkach napięciowych i klimatycznych, którą stanowi czas przewidywanej bezzakłócenowej pracy izolacji (bez stosowania dodatkowych zabiegów eksploatacyjnych).

LITERATURA

- [1] Kałużny A.: Zastosowanie kloszy śrubowych do izolatorów pracujących w warunkach zwiększonej upływności powierzchniowej. Praca doktorska, Politechnika Śląska, Gliwice 1973.
- [2] Szamsijew A.S.: Issledowanie wlijanija formy izoljatorow na ich włączorazridnyje napriaženija w usłowijach Tađžyskistana. Praca k.n.t. Duszanbe 1971.
- [3] Szamsijew A.: Wlijanije mieteorologiczeskich faktorow na elektrieskuku procznost girliand izoljatorow wozdusznnych linii elektropriedacz. Obzar Duszanbe, 1974.
- [4] Saferna J.: Praca izolatorów liniowych i stacyjnych w warunkach zabrudzeniowych. WNT, Warszawa 1968.
- [5] Narodowy Atlas Polski, Wydawnictwo PAN, 1973-1979.
- [6] Prace Biura Badań i Studiów ZE Gliwice (niepublikowane).
- [7] PN-68/E-06303: Elektroenergetyczne izolatory w.n. Dobór izolatorów napowietrznych ze względu na zagrożenie zabrudzeniowe.

Recenzent: prof. dr hab. inż. Jarosław Juchniewicz

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЗАГРЯЗНЕНИЯ НАРУЖНЫХ
ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ИЗОЛЯТОРОВ

Резюме

В статье представлен новый метод определения загрязнения поверхности высоковольтной изоляции в зависимости от условий загрязнения, конструкции и способов подвески изоляторов, метеорологических условий а также от времени эксплуатации.

DETERMINATION OF THE CHARACTERISTICS OF H.V.
INSULATORS SURFACE POLLUTION STATE

Summary

The paper presents a new method for determining the characteristics of the insulator surface pollution state. The method uses the parameters which characterise the pollution area of insulator exploitation as well as the constructional parameters and their position in operation in given weather conditions.

Andrzej BŁASZCZYK

Zbigniew GACEK

MODELE OBLICZENIOWE ROZKŁADÓW PRAWDOPODOBIEŃSTWA UDAROWEGO PRĄDU ZWARCIOWEGO

Streszczenie. W artykule zaprezentowano probabilistyczne modele matematyczne opisujące rozkłady prawdopodobieństwa udarowego prądu zwarciovego. Rozpatrzono różne przyczyny powstawania zwarć: załączenie zwarcia wyłącznikiem, uszkodzenie mechaniczne izolacji, przecięcie atmosferyczne. Funkcje gęstości współczynnika udarowego wyznaczono na podstawie analizy zjawisk występujących w procesie powstawania zwarć w urządzeniach elektroenergetycznych.

1. Wprowadzenie

Wzrost wartości prądów zwarciovych w krajowym układzie elektroenergetycznym utrudnia wymiarowanie oraz dobór urządzeń i aparatów elektrycznych ze względu na warunki zwarciovowe. Racjonalne rozwiązanie tego zagadnienia wymaga probabilistycznego ujęcia tzw. obciążeń zwarciovych rozumianych w ogólnym przypadku jako skutek działania prądu zwarciovego (siły elektrodynamiczne, naprężenia elektryczne, efekty cieplne, łuk elektryczny). Przy ocenie skutków zwarć rozpatruje się jednak najczęściej wielkości zwarciovowe w postaci prądu początkowego, wyłączeniowego, zastępczego n-sekundowego i udarowego, służące do określania obciążeń zwarciovych aparatów i urządzeń elektrycznych wg PN-74/E-05002.

W artykule dokonano analizy współczynnika udaru decydującego o udarowym prądzie zwarcia, którego wartość coraz częściej przekracza znamionową wytrzymałość dynamiczną (szczególnie w rozdzielnicach średnich napięć). Rozważania są z założenia uproszczone i dotyczą obwodów jednofazowych zawierających rezystancję R , reaktancję X oraz siłę elektromotoryczną $e = E_m \sin(\omega t + \phi)$. Wartość współczynnika udarowego dla typowych warunków zwarciovych wynosi $k_u = 1,8$ (odpowiada to $R/X = \operatorname{ctg} \varphi = 0,07$ i $\phi = 0$). W rzeczywistości k_u jest wielkością losową o rozkładzie prawdopodobieństwa zależnym od rozkładów zmiennej R/X oraz kąta ϕ , a prąd udarowy:

$$i_u = \sqrt{2} k_u I_p = \sqrt{2} \left| \sin(\omega t_u + \phi - \varphi) - \sin(\phi - \varphi) e^{-\omega t_u \operatorname{ctg} \varphi} \right| I_p, \quad (1)$$

gdzie:

I_p - wartość początkowa składowej okresowej prądu zwarcia (prąd początkowy),

k_u - współczynnik udaru prądu zwarcia,

t_u - czas liczony od początku zwarcia do chwili wystąpienia maksymalnego udaru prądowego.

W dalszych rozważaniach dotyczących obwodów wysokonapięciowych, w których $R/X < 0,3$ rozpatruje się przybliżoną postać współczynnika udaru:

$$k_u = 1 + p \left| \sin(\psi - \varphi) \right| = 1 + e^{-\alpha t \operatorname{ctg} \varphi} \left| \sin(\psi - \varphi) \right| \quad (2)$$

gdzie p - parametr obliczeniowy.

Celem rozważań jest określenie probabilistycznych modeli obliczeniowych przydatnych do oceny współczynnika udaru przy założeniu, że kąt ψ i wielkość R/X są zmiennymi losowymi niezależnymi. Proponowane modele matematyczne opisują rozkład prawdopodobieństwa zmiennej ψ i pozwalają na określenie rozkładu współczynnika udaru (wzór (2)) dla zwarć powstających wskutek:

- załączenia zwarcia wyłącznikiem,
- uszkodzenia mechanicznego izolacji,
- przepięcia piorunowego.

W ostatnim przypadku uwzględniono również losowy charakter zmiennej R/X , wynikający z występowania łuku elektrycznego w obwodzie zwarciovym.

2. Analiza współczynnika udaru prądu zwarcia

2.1. Załączenie zwarcia wyłącznikiem¹⁾

Zamknięcie obwodu zwarciovego występuje w chwili, gdy warstwa izolacyjna między zbliżającymi się stykami wyłącznika zostanie przebita. Zmniejszenie się wytrzymałości przerwy międzystykowej w czasie zależy od konstrukcji wyłącznika oraz od własności dielektrycznych materiału izolacyjnego między stykami. Dla uproszczenia analizy przyjęto liniową zależność wytrzymałości elektrycznej od czasu (rys. 1), zmieniającej się ze stałą prędkością względną:

$$a = - \frac{d\left(\frac{U_w}{\sqrt{2} U_n}\right)}{d(\omega t)} = \operatorname{const}, \quad (3)$$

gdzie:

U_w [kVm] - wytrzymałość elektryczna przerwy międzystykowej (wartość szczytowa),

U_n [kV] - napięcie znamionowe sieci.

¹⁾Przypadek występujący często w wyniku nieudanego SPZ.

Zakładając również, że początek procesu zamykania się styków jest jednako prawdopodobny w każdym momencie, warunkowa funkcja gęstości kąta ψ wynosi:

$$f(\psi/a) = \begin{cases} \frac{1}{\pi} \left(\frac{\cos \psi}{a} + 1 \right), & \psi_1 \leq \psi \leq \psi_p \\ 0 & , 0 \leq \psi < \psi_1 \text{ i } \psi_p < \psi < \pi \end{cases} \quad (4)$$

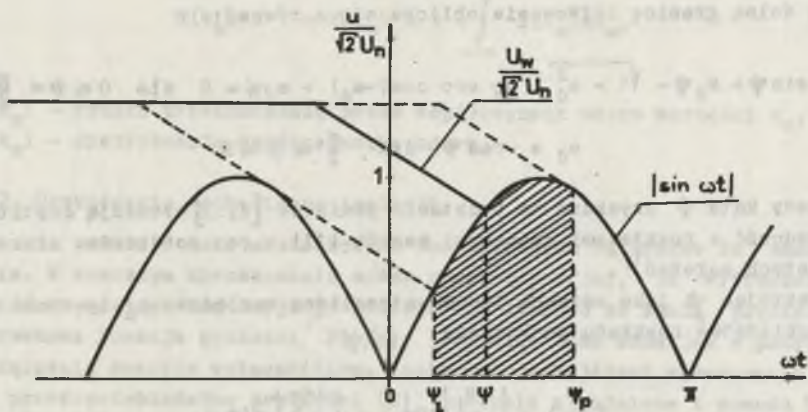
Wynika stąd, że dla $a < 1$, ψ_1 i ψ_p spełniają równania:

$$\sin \psi_1 + a \psi_1 = \sqrt{1 - a^2} + a \cdot \arccos(-a) - a\pi \quad (5)$$

$$\psi_p = \arccos(-a), \quad (6)$$

natomiast dla $a \geq 1$:

$$\psi_1 = 0 \quad \text{i} \quad \psi_p = \pi \quad (7)$$



Rys. 1. Przebiegi czasowe napięcia w procesie załączania obwodu zwarcio-
wego wyłącznikiem

Zgodnie z dotychczasowymi wynikami badań [1] założono w uproszczeniu, że prędkość (3) ma rozkład normalny o parametrach zadanych przez producenta wyłącznika, scharakteryzowany za pomocą gęstości prawdopodobieństwa:

$$f(a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} a \sigma} \exp \left[-\frac{(a-\bar{a})^2}{2(\bar{a}\sigma)^2} \right], \quad (8)$$

gdzie:

- \bar{a} - wartość średnia,
 $\alpha = \frac{k_0}{a}$ - współczynnik zmienności.

Łączna funkcja gęstości zmiennych ψ i a :

$$f(\psi, a) = f(\psi/a) f(a) \quad (9)$$

oraz brzegowa funkcja gęstości zmiennej ψ :

$$f(\psi) = \int_{-\infty}^{\infty} f(\psi, a) da. \quad (10)$$

Uwzględniając związki (8) i (9) otrzymuje się, że:

$$f(\psi) = \frac{1}{\sqrt{2\pi^3}} \cdot \frac{1}{\bar{a}\alpha} \int_{a_d}^{\infty} \left(\frac{\cos\psi}{a} + 1 \right) \exp \left[-\frac{(a-\bar{a})^2}{2(\bar{a}\alpha)^2} \right] da, \quad (11)$$

gdzie dolną granicę całkowania oblicza się z równań:

$$\sin\psi + a_d\psi - \sqrt{1 - a_d^2} - a_d \arccos(-a_d) + a_d\pi = 0 \quad \text{dla} \quad 0 \leq \psi < \frac{\pi}{2} \quad (12)$$

$$a_d = -\cos\psi \quad \text{dla} \quad \frac{\pi}{2} \leq \psi \leq \pi \quad (13)$$

Rozkłady kąta ψ uzyskane na podstawie pomiarów [2, 3] wykazują dostateczną zgodność z rozkładami opisanymi wzorem (11), co potwierdza słuszność przyjętych założeń¹⁾.

Traktując ψ jako zmienną losową niezależną względem k_u , gęstość prawdopodobieństwa rozkładu pochodnego:

$$f(k_u) = \left| \frac{d\psi_1}{dk_u} \right| f(\psi_1) + \left| \frac{d\psi_2}{dk_u} \right| f(\psi_2), \quad (14)$$

gdzie: ψ_1 i ψ_2 są funkcjami odwrotnymi współczynnika (2) równymi:

$$\psi_1 = \begin{cases} -\arcsin\left(\frac{k_u-1}{p}\right) + \varphi, & 1 \leq k_u \leq 1+p \sin\varphi \\ -\arcsin\left(\frac{k_u-1}{p}\right) + \varphi + \pi, & 1+p \sin\varphi \leq k_u \leq 1+p \end{cases} \quad (15)$$

¹⁾ Wykresy rozkładów prawdopodobieństwa kąta ψ zamieszczono w publikacji [7].

oraz

$$\psi_2 = \arcsin \left(\frac{k_u - 1}{p} \right) + \varphi, \quad 1 \leq k_u \leq 1+p \quad (16)$$

Pochodne funkcji (15) i (16) w całym zakresie zmienności k_u wynoszą:

$$\left| \frac{d\psi_1}{dk_u} \right| = \left| \frac{d\psi_2}{dk_u} \right| = \frac{1}{\sqrt{p^2 - (k_u - 1)^2}} \quad (17)$$

Po uwzględnieniu wzorów (11) i (17) funkcję gęstości oblicza się metodami numerycznymi. Wyniki przykładowych obliczeń przedstawiono na rys. 2.

Znajomość gęstości prawdopodobieństwa jest wystarczająca dla scharakteryzowania probabilistycznych własności zmiennej losowej, jednak do celów praktycznych bardziej użyteczna jest funkcja wyrażająca prawdopodobieństwo (ryzyko) przekroczenia przez zmienną losową u zadanej wartości (rys. 3):

$$R(k_u) = 1 - F(k_u) = 1 - \int_{-\infty}^{k_u} f(k_u) dk_u, \quad (18)$$

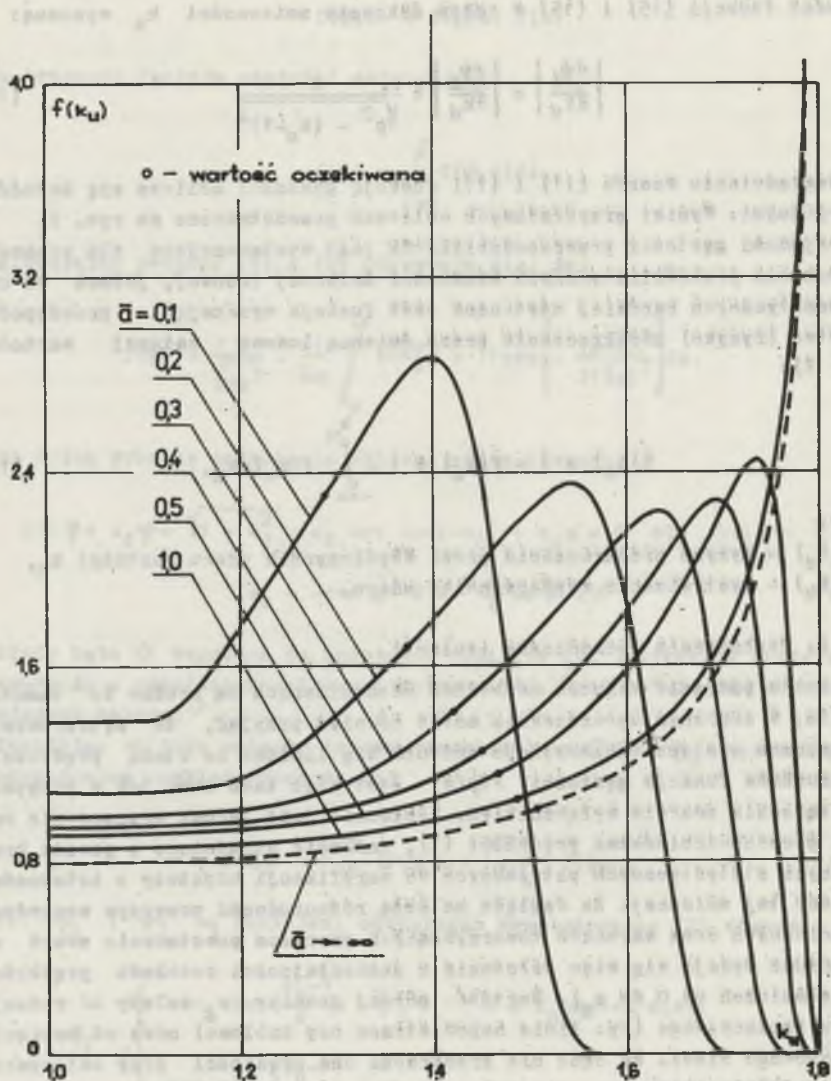
gdzie:

$R(k_u)$ - ryzyko przekroczenia przez współczynnik udaru wartości k_u ,
 $F(k_u)$ - dystrybuanta współczynnika udaru.

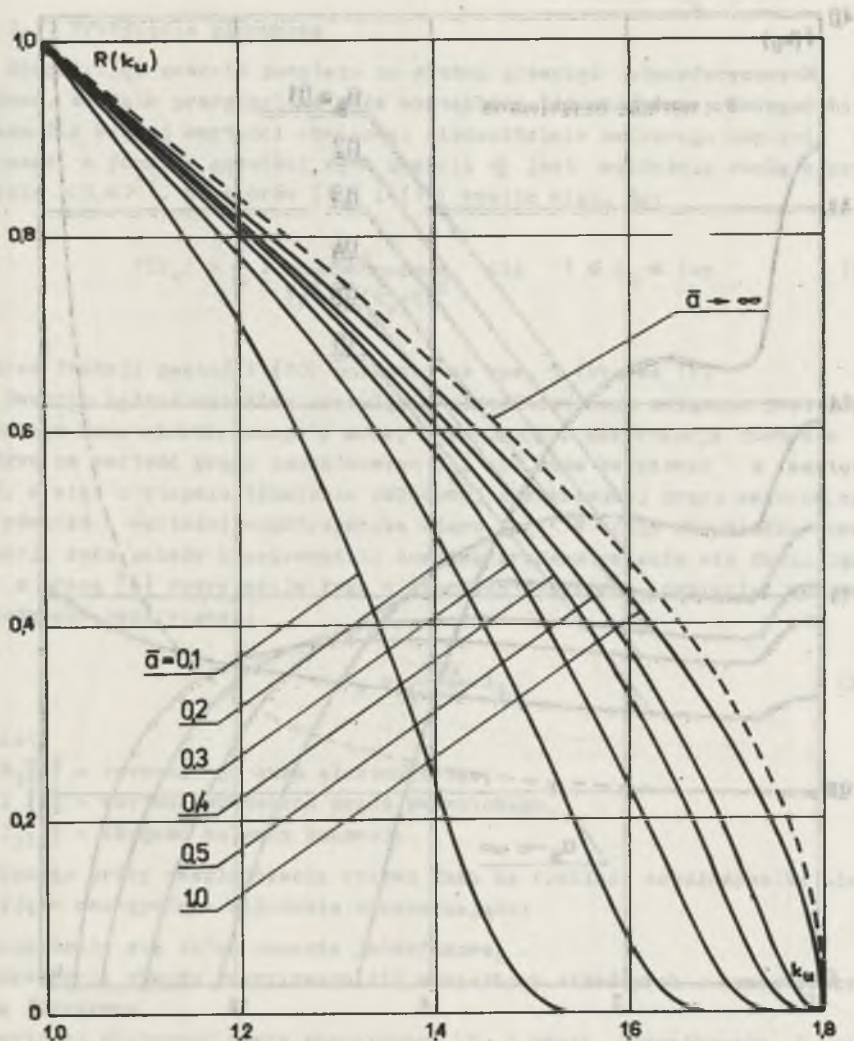
2.2. Uszkodzenie mechaniczne izolacji

Zwarcia powstałe wskutek uszkodzeń mechanicznych są trudne do zamodelowania. W znacznym uproszczeniu można również przyjąć, że wytrzymałość elektryczna odstępów izolacyjnego zmienia się liniowo ze stałą prędkością a . Warunkowa funkcja gęstości $F(\phi/a)$ jest więc taka sama jak w przypadku załączenia zwarcia wyłącznikiem. Konieczne jest jednak wyznaczenie rozkładu prawdopodobieństwa prędkości (3), znacznie utrudnione z powodu braku danych statystycznych potrzebnych do weryfikacji hipotezy o istotności rozkładu tej zmiennej. Ze względu na dużą różnorodność przyczyn uszkodzeń mechanicznych oraz warunków towarzyszących procesom powstawania zwarc uzasadnione wydaje się więc założenie o jednostajności rozkładu prędkości a (w granicach od 0 do a_g). Wartość górnej granicy a_g zależy od rodzaju układu izolacyjnego (np. linia napowietrzna czy kablowa) oraz od napięcia znamionowego sieci. Na ogół nie przekracza ona prędkości przy załączaniu zwarcia wyłącznikiem.

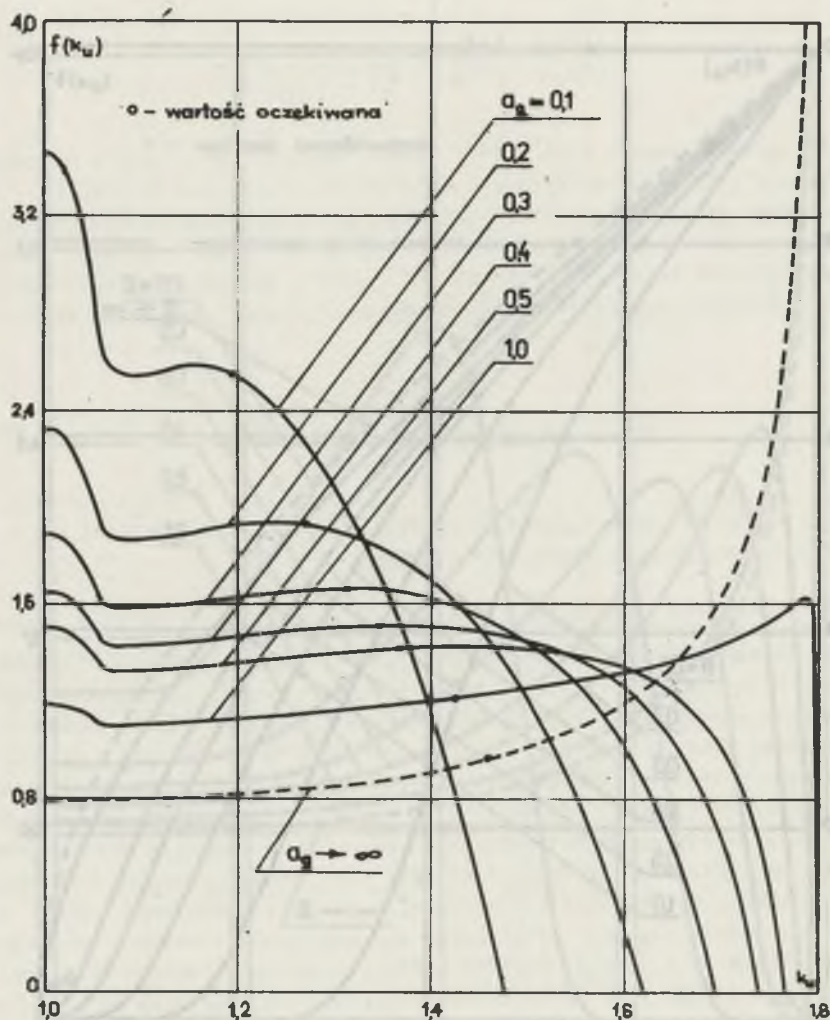
Po uwzględnieniu powyższych założeń oraz zależności (4), (9), (10) brzegowa funkcja gęstości prawdopodobieństwa kąta zwarcia:



Rys. 2. Funkcje gęstości prawdopodobieństwa współczynnika uderu k_u w przypadku załączenia obwodu zwarciovego wyłącznikiem dla wybranych względnych prędkości średnich \bar{a} obniżania się wytrzymałości międzysystemowej ($R/X = 0,07$, $\alpha = 0,2$)



Rys. 3. Funkcje ryzyka przekroczenia zadanej wartości współczynnika uderu w przypadku załączania obwodu zwarcowego wyłącznikiem (dane wg rys. 2)



Rys. 4. Funkcje gęstości prawdopodobieństwa współczynnika uderu dla swarc spowodowanych uszkodzeniami mechanicznymi izolacji dla wybranych maksymalnych prędkości a_g zmniejszania się odstepu izolacyjnego ($R/X = 0,07$)

$$f(\psi) = \frac{1}{a_g \pi} \left(\cos \psi \ln \frac{a_g}{a_d} + a_g - a_d \right), \quad (19)$$

przy czym a_d wynika z równań (12) i (13). Rozkłady pochodne współczynnika udaru, wyznaczone w oparciu o wzory (14), (17) i (19), przedstawiono na rys. 4.

2.3. Przepięcia piorunowe

Rozpatrując zwarcia powstałe na skutek przepięć atmosferycznych, założono, że fala przepięciowa może wystąpić z jednakowym prawdopodobieństwem dla każdej wartości chwilowej sinusoidalnie zmiennego napięcia roboczego, a funkcja gęstości kąta zwarcia ψ jest wartością stałą w przedziale $\langle 0, \pi \rangle^1$. Ze wzorów (14) i (17) wynika więc, że:

$$f(k_u) = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{1}{\sqrt{p^2 - (k_u - 1)^2}} \quad \text{dla} \quad 1 \leq k_u \leq 1+p \quad (20)$$

Wykres funkcji gęstości (20) pokazano na rys. 5 (krzywa 1).

Zwarcie będące wynikiem przepięcia atmosferycznego związane jest z powstaniem łuku elektrycznego o małej rezystancji. Rezystancja łuku nie ma wpływu na wartość prądu początkowego I_p , ale może decydować o wartości R/X , a więc o stopniu tłumienia składowej nieokresowej prądu zwarcia, czyli również o wartości współczynnika udaru k_u . W celu określenia rezystancji łuku należy przeprowadzić analizę procesu palenia się łuku. Zgodnie z pracą [4] rezystancja łuku w sieciach wysokiego napięcia wynika z zależności empirycznej:

$$R_\lambda = \frac{370}{I_{0,87}} l_\lambda, \quad (21)$$

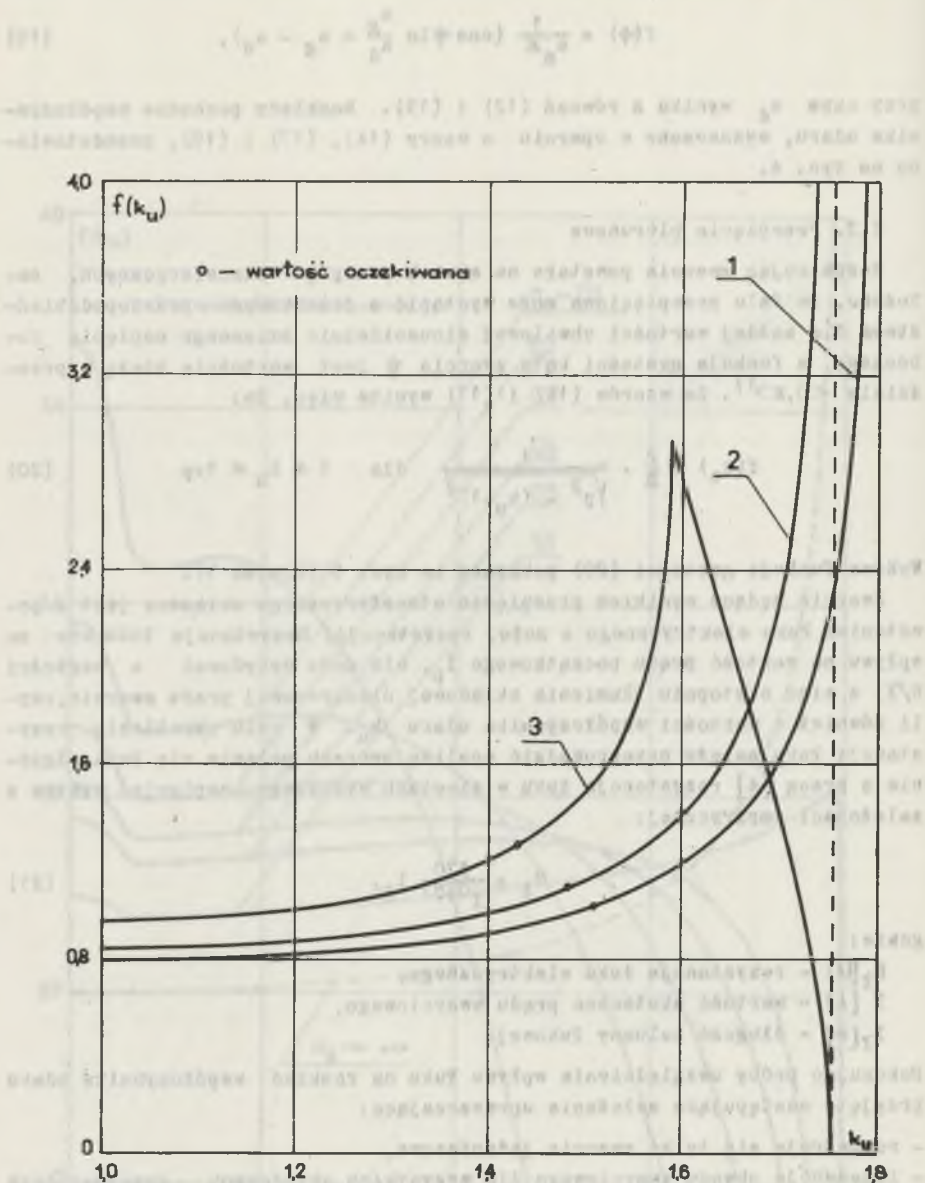
gdzie:

- $R_\lambda [\Omega]$ - rezystancja łuku elektrycznego,
- I [A] - wartość skuteczna prądu zwarciaowego,
- l_λ [m] - długość kolumny łukowej.

Dokonując próby uwzględnienia wpływu łuku na rozkład współczynnika udaru przyjęto następujące założenia upraszczające:

- rozpatruje się tylko zwarcia jednofazowe,
- impedancje obwodu zwarciaowego dla wszystkich składowych symetrycznych są jednakowe,
- wartości skuteczne prądu zwarciaowego I i prądu początkowego I_p są w przybliżeniu równe,

¹⁾Odpowiada to prędkości zamykania obwodu zwarciaowego $a = \infty$.



Rys. 5. Funkcje gęstości prawdopodobieństwa współczynnika uderu dla zwarć spowodowanych przepięciami piorunowymi w sieci o danych:

$$U = 110 \text{ kV}, I_p = 26 \text{ kA}, l_1 = 1 \text{ m}, R/X = 0,07$$

Oznaczenia funkcji: 1 - dla rezystancji łuku $R_\lambda = 0$; 2 - dla rezystancji łuku wg wzoru (21) i $l_\lambda = 1$; 3 - dla rezystancji łuku wg wzoru (21) i $l_\lambda = (1 \dots 5) l_1$ (rozkład jednostajny)

- napięcie znamionowe sieci U_n , prąd początkowy I_p i długość odstępu izolacyjnego l_1 są wielkościami danymi,
- względna długość łuku $l = l_2/l_1 = 1...5$, przy czym każda z wartości w podanym przedziale występuje z jednakowym prawdopodobieństwem.

Uwzględniając podane założenia i wzór (21) przyrost wartości R/X spowodowany istnieniem łuku:

$$\Delta\left(\frac{R}{X}\right) = \frac{370 \cdot \sqrt{3} I_p l_1}{1,4(1000 I_p)^{0,87} U_n} l = cl, \quad (22)$$

gdzie:

- I_p [kA] - prąd początkowy w miejscu zwarcia,
- U_n [kV] - napięcie znamionowe sieci,
- l_1 [m] - długość odstępu izolacyjnego,
- l - względna długość łuku.

Ze wzorów (20) i (22) wynika, że warunkowa gęstość prawdopodobieństwa współczynnika udaru

$$f(k_u/l) = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{1}{\sqrt{(pq^1)^2 - (k_u-1)^2}} \quad \text{dla} \quad 1 \leq k_u \leq 1+pq^1, \quad (23)$$

gdzie $q = e^{-\pi c}$ - parametr obliczeniowy.

Natomiast zgodnie ze wzorami (9) i (10) brzegowa funkcja gęstości:

$$f(k_u) = \frac{1}{2\pi^2 c(k_u-1)} \left[\text{arc tg} \sqrt{\left(\frac{pq}{k_u-1}\right)^2 - 1} - D \right], \quad (24)$$

gdzie:

$$D = \text{arc tg} \sqrt{\left(\frac{pq^5}{k_u-1}\right)^2 - 1} \quad \text{dla} \quad 1 \leq k_u < 1 + pq^5 \quad (25)$$

oraz

$$D = 0 \quad \text{dla} \quad 1 + pq^5 \leq k_u \leq 1 + pq. \quad (26)$$

Wykresy funkcji (23) i (24) podano na rys. 5 (krzywe 2 i 3).

3. Podsumowanie

Przedstawione modele probabilistyczne wskazują na duże prawdopodobieństwo największych prądów udarowych w czasie zwarć załączonych wyłącznikiem o dużej szybkości działania oraz w czasie zwarć spowodowanych przepięciami piorunowymi. Nie analizowano przepięć łączeniowych i narażenia

zabrudzeniowego izolacji jako przyczyn powstawania zwarć. Z badań nad mechanizmem przeskoku zabrudzeniowego przy napięciu roboczym [5] oraz nad powstawaniem przebiegów łączeniowych [6] wynika jednak, że zwarcie jest najbardziej prawdopodobne, gdy wartość kąta ψ zbliżona jest do $\pi/2$ (maksymalna wartość napięcia zasilającego). Uwzględniając również zjawisko zmniejszania się udarowego prądu zwarcia po zapłonie łuku elektrycznego można oczekiwać, że zwarcia spowodowane przepięciami łączeniowymi oraz narażeniami zabrudzeniowymi nie powodują silnych efektów dynamicznych.

Rozważania dotyczą obwodów jednofazowych (zwarcie jedno- i dwufazowe), podczas gdy największe obciążenia elektrodynamiczne występują przy niejednoczesnym załączeniu zwarć dwufazowych doziemnych i trójfazowych. Prace nad tym zagadnieniem powinny być więc kontynuowane.

LITERATURA

- [1] Kmieć A.: Rozkłady prawdopodobieństwa kątów fazowych załączenia. Energetyka 1968, nr 7.
- [2] Artbauer O., Liptak N.: Załączanie prądu przemiennego. Przegl. Elektrotechn. 1967, nr 2.
- [3] Wnuk J.: Analiza modelowa rozkładu prawdopodobieństwa kąta fazowego napięcia w chwili zwarcia wybranych urządzeń rozdzielczych. Praca dyplomowa IEiSU Pol. Śl., Gliwice 1980.
- [4] Schier A.: Resistance of electrical fault arc in very high voltage networks. Elec. India 1970, 10 nr 8.
- [5] Pohl Z.: Izolacja wysokonapięciowa w warunkach zwiększonej upływności powierzchniowej. Pr. nauk. IPEiE Pol. Wrocławskiej nr 10, monogr. nr 4, Wrocław 1975.
- [6] Ciok Z.: Przepięcia łączeniowe w układach elektroenergetycznych. Kom. Elektrot. PAN, PWN Warszawa 1972.
- [7] Błaszczuk A., Gacek Z.: Probabilistyczne ujęcie udarowego prądu zwarciowego. Przegląd Elektrotechn. 1982, nr 11-12

Recenzent: doc. dr hab. inż. Zbigniew Kowalski

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫЕ МОДЕЛИ РАСПРЕДЕЛЕНИЙ ВЕРОЯТНОСТЕЙ УДАРНОГО ТОКА КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ

Резюме

В статье показаны вероятностные математические модели описывающие распределения вероятностей ударного тока короткого замыкания. Рассмотрены различные причины коротких замыканий: включение короткого замыкания выключателем, механическое повреждение изоляции, атмосферное перенапряжение. Функции плотности ударного коэффициента получены на основе анализа явлений появляющихся в процессе возникновения короткого замыкания.

COMPUTATIONAL MODELS OF A SHORT-CIRCUIT SURGE CURRENT
PROBABILITY DISTRIBUTION

S u m m a r y

The article presents probabilistic mathematical models concerning the probability distribution of a short-circuit surge current.

Various causes of short-circuit have been considered e.g. switching on a short-circuit, a mechanical damage of an insulation, or a lightning surge. The density function of a surge coefficient has been obtained on the basis of the analysis of phenomena which occur in the short-circuit formation process in electrical devices.

Gerard BARTODZIEJ

Wiktor KIŚ

WYZNACZANIE OBCIĄŻALNOŚCI PRĄDOWEJ TORÓW PRĄDOWYCH W URZĄDZENIACH ELEKTROENERGETYCZNYCH

Streszczenie. Przedstawiono dwa modele termokinetyczne opisujące nagrzewanie toru prądowego. Sformułowano algorytm obliczeń numerycznych obciążalności roboczej toru prądowego, z uwzględnieniem nieliniowości parametrów.

1. Wprowadzenie

Zagadnienie racjonalnego wykorzystania obciążalności torów prądowych zarówno przy projektowaniu, jak i eksploatacji urządzeń elektroenergetycznych posiada duże znaczenie ekonomiczne. Tory prądowe urządzeń elektroenergetycznych (np. szyn zbiorczych, wyłączników, odłączników, żyły kabli, przewody linii napowietrznych) cechuje wielkość umowna, zwana obciążalnością prądową długotrwałą, a w odniesieniu do aparatów elektrycznych prądem znamionowym ciągłym. Obciążalność prądową długotrwałą toru definiuje się jako natężenie prądu długotrwałego, przy którym tor prądowy osiąga temperaturę dopuszczalną długotrwałe, w określonych warunkach otoczenia (determinujących wymianę ciepła między torem a otoczeniem).

Jest oczywiste, że w praktyce stosunkowo rzadko występuje zbiór warunków określających obciążalność długotrwałą:

- prądy robocze nie są prądami długotrwałymi o niezmiennym natężeniu,
- temperatura otoczenia różni się od przyjętej przy wyznaczaniu obciążalności,
- warunki otoczenia (warunki wymiany ciepła) różnią się od znamionowych.

Zachodzi zatem potrzeba praktycznego wyznaczania obciążalności prądowej torów w rzeczywistych warunkach ich eksploatacji. Zestawienie podstawowych zależności i metod umożliwiających wyznaczanie obciążalności torów prądowych jest celem niniejszego artykułu.

2. Podstawowe zależności teoretyczne

Obciążalność długotrwałą toru może być określona z bilansu energetycznego dla odcinka toru i wyrażona zależnością:

$$I_{dd} = \sqrt{\frac{\Delta \psi_{dd}}{R S_z}} \quad (1)$$

lub w odniesieniu do warunków znamionowych (ψ_{ddn}^* , ψ_{on}^* , R_n , S_{zn}):

$$I_{dd} = I_{ddn} \sqrt{\frac{\Delta \psi_{dd}}{\Delta \psi_{ddn}^*}} \sqrt{\frac{R_n}{R}} \sqrt{\frac{S_{zn}}{S_z}}, \quad (2)$$

czyli:

$$I_{dd} = I_{ddn} \sqrt{\frac{(\psi_{dd}^* - \psi_o^*)(1 + \alpha \psi_{ddn}^*)}{(\psi_{ddn}^* - \psi_{on}^*)(1 + \alpha \psi_{dd}^*)}} \sqrt{\frac{S_{zn}}{S_z}} \quad (3)$$

gdzie:

- S_z - zastępczy opór cieplny między torem a otoczeniem,
- α - temperaturowy współczynnik zmiany rezystancji toru,
- ψ_o^* - rzeczywista temperatura otoczenia,
- ψ_{on}^* - znamionowa temperatura otoczenia,
- ψ_{dd}^* - dopuszczalna długotrwałe temperatura nagrzewania toru,
- ψ_{ddn}^* - znamionowa, dopuszczalna długotrwałe temperatura nagrzewania toru,
- R_n - rezystancja toru w temperaturze ψ_{ddn}^* ,
- R - rezystancja toru w temperaturze ψ_{dd}^* ,
- $\Delta \psi_{dd}^* = \psi_{dd}^* - \psi_o^*$ - dopuszczalny długotrwałe przyrost temperatury toru.

Zwykle zakłada się: $\psi_{dd}^* \leq \psi_{ddn}^*$ pod rygorem:

- przyspieszonego starzenia izolacji urządzenia,
- przyspieszonej rekrytalizacji materiału toru prądowego,
- przyspieszonej degradacji zestyków znajdujących się w torze.

3. Obciążalność robocza toru prądowego

Tor prądowy wykazujący rzeczywistą obciążalność długotrwałą I_{dd} obciążony jest prądem roboczym o przebiegu $I(t)$. Tor prądowy posiada wystarczającą obciążalność roboczą dla prądu $I(t)$, jeśli najwyższa temperatura osiągana przez tor prądowy ψ_m^* nie przekracza wartości dopuszczalnej długotrwałe ψ_{dd}^* .

Zatem:

$$\psi_m^* \leq \psi_{dd}^*$$

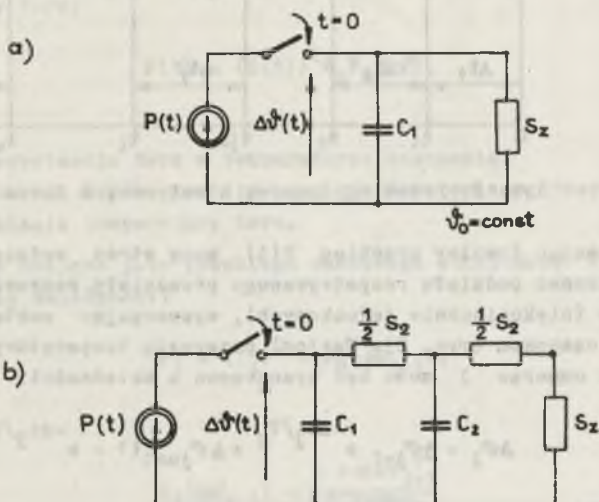
Powstaje problem wyznaczania przebiegu czasowego temperatury toru $\psi^*(t)$ odpowiadającego prądowi robocznemu o wartości skutecznej $I(t)$.

Rozpatrując tor prądowy jako układ termokinetyczny można przyjąć dwa podstawowe modele termokinetyczne:

I - Model ciała jednorodnego, jeśli pojemność cieplna toru (żyły) jest znacznie większa od pojemności cieplnej elementów znajdujących się pomiędzy torem a otoczeniem (izolacja powłoki, osłony, obudowy). Warunek ten zachodzi dla przewodów i szyn nieosłoniętych kabli nn i SN, odłączników, dźwików zwarciovych. Schemat zastępczy cieplny, odpowiadający temu modelowi, pokazuje rys. 1. Pojemność C_1 jest pojemnością cieplną części przewodzących, opór S_z odpowiada przepływowi ciepła z powierzchni toru do otoczenia.

II - Model ciała złożonego z dwóch części, z których pierwsza (części przewodzącej) posiada pojemność cieplną C_1 i pomijalny opór cieplny, a drugą (np. izolację) cechuje pojemność cieplna C_2 oraz opór cieplny S_2 . Opór S_z określa wymianę ciepła między powierzchnią zewnętrzną toru a otoczeniem. Model ten odpowiada w przybliżeniu kablom WN w powietrzu, wyłącznikom, przewodom osłoniętym.

Wyznaczenie przebiegu $\dot{v}(t)$, odpowiadającego prądowi $I(t)$, może być oparte - dla obu modeli - na znajomości odpowiedzi układów z rys. 1 na skokowe wymuszenie $P_1(t)$ przy warunkach początkowych $t = 0$, $\Delta\dot{v}(t) = \Delta\dot{v}_0$.



Rys. 1. Zastępcze schematy cieplne torów prądowych

a) tor prądowy traktowany jako ciało jednorodne, b) tor prądowy traktowany jako ciało złożone z 2 elementów

Dla modelu ciała jednorodnego (rys. 1a) uzyskuje się znaną zależność:

$$\Delta v^{\theta}(t) = \Delta v_0^{\theta} e^{-t/T} + \Delta v_{ust}^{\theta} (1 - e^{-t/T}) \equiv \Delta v_{ust}^{\theta} - (\Delta v_{ust}^{\theta} - \Delta v_0^{\theta}) e^{-t/T} \quad (4)$$

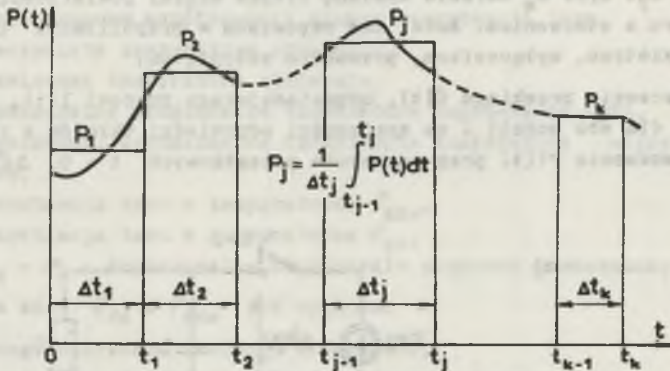
przy czym:

ustalony przyrost temperatury

$$\Delta v_{ust}^{\theta} = PS_z \quad (5)$$

stała czasowa

$$T = S_z C \quad (6)$$



Rys. 2. Przebieg czasowy strat mocy w torze prądowym

Rozważając dowolny przebieg $P(t)$ mocy strat wydzielonych w torze można dokonać podziału rozpatrywanego przedziału czasowego $(0 \dots t_k)$ na k odcinków (niekoniecznie jednakowych), wyznaczając zastępczą moc w każdym odcinku czasowym (rys. 2). Wartość przyrostu temperatury uzyskana w przedziale o numerze j może być wyznaczona z zależności:

$$\Delta v_j^{\theta} = \Delta v_{j-1}^{\theta} e^{-\Delta t_j/T_j} + \Delta v_{just}^{\theta} (1 - e^{-\Delta t_j/T_j}), \quad (7)$$

przy czym:

$$\Delta v_{just}^{\theta} = \Delta v_{dd}^{\theta} \frac{P_j}{P_{dd}} \quad (8)$$

$$T_j = S_{zj} C_j \quad (9)$$

(T_j - stała czasowa wyznaczona dla przyrostu temperatury w przedziale nr j).

Opór cieplny zastępczy S_{zj} jest zależny od temperatury:

$$S_{zj} = S_{z0} F_S(\Delta v_j^*), \quad (10)$$

gdzie:

S_{z0} - opór cieplny w temperaturze otoczenia,

$F_S(\Delta v_j^*)$ - funkcja korekcyjna dla oporu cieplnego, zależna od sposobu wymiany ciepła między torem a otoczeniem.

Zależność pojemności cieplnej C_j od temperatury, związana ze zmianami wartości ciepła właściwego, ujęta jest analogicznie:

$$C_j = C_0 F_C(\Delta v_j^*), \quad (11)$$

gdzie:

C_0 - pojemność cieplna w temperaturze otoczenia,

$F_C(\Delta v_j^*)$ - funkcja korekcyjna dla pojemności cieplnej.

Przy analizie nagrzewania torów prądowych jako wielkość zadaną przyjmuje się zwykle przebieg czasowy prądu $I(t)$. Straty mocy $P(t)$ są zależne od temperatury toru:

$$P(t) = (I(t))^2 R_0 F_R(\Delta v^*), \quad (12)$$

gdzie:

R_0 - rezystancja toru w temperaturze otoczenia,

$F_R(\Delta v^*)$ - funkcja korekcyjna dla uwzględnienia zmiany rezystancji przy zmianie temperatury toru.

Rozpatrując odcinek j -ty przebiegu czasowego strat mocy w torze (rys. 2) uzyskuje się zależności:

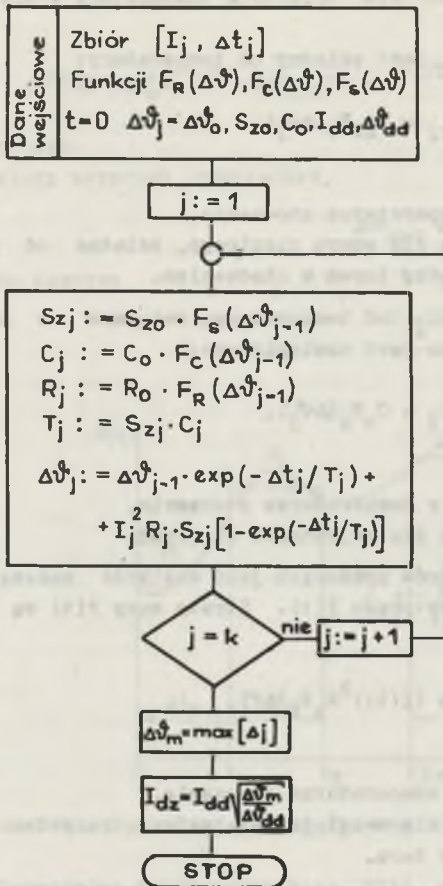
$$P_j = (I_j)^2 R_0 F_R(\Delta v_{j-1}^*), \quad (13)$$

przy czym:

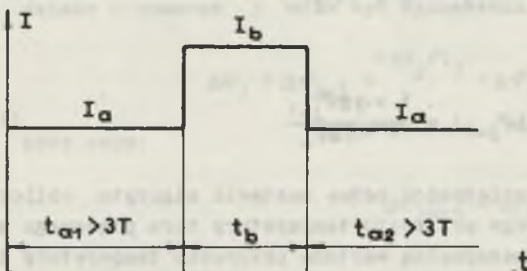
$$F_R(\Delta v_{j-1}^*) = \frac{1 + \alpha \Delta v_{j-1}^*}{1 + \alpha \Delta v_0^*} \quad (14)$$

Biorąc pod uwagę powyższe zależności można zestawzić algorytm obliczeń numerycznych przebiegu czasowego przyrostu temperatury toru prądowego pokazany na rys. 3 i wyznaczyć maksymalną wartość przyrostu temperatury toru przy prądzie $I(t)$

$$\Delta v_m = \max[\Delta v_j^*] \quad (15)$$



Rys. 3. Algorytm obliczeń obciążalności roboczej toru prądowego



Rys. 4. Uproszczony przebieg obciążenia roboczego

Dla przebiegu $I(t)$ wyznacza się prąd zastępczy I_d definiowany jako prąd długotrwały wywołujący przyrost temperatury toru o wartości $\Delta\vartheta_m$:

$$I_d = I_{dd} \sqrt{\frac{\Delta\vartheta_m}{\Delta\vartheta_{dd}}} \quad (16)$$

Warunek wystarczającej obciążalności prądowej roboczej toru dla przebiegu $I(t)$ ma postać:

$$I_d \leq I_{dd} \quad (17)$$

Analiza obciążalności roboczej toru, przeprowadzona dla uproszczonego przebiegu obciążenia roboczego, np. pokazanego na rys. 4, umożliwia wyznaczenie charakterystyk obciążalności dorywczej urządzenia (I_{ddor}):

$$\frac{I_{ddor}}{I_{dd}} = f\left(\frac{I_a}{I_{dd}}, t_b\right) \quad (18)$$

(przeciążenie prądowe dorywcze, tzn. krótkotrwałe przekroczenie wartości prądu dopuszczalnego długotrwałe nie musi być jednoznaczne z przeciążeniem cieplnym, czyli z osiągnięciem $\vartheta' > \vartheta_{dd}'$). Rozpatrywany przedział czasowy należy również i w tym przypadku (rys. 4) podzielić na znaczną ilość odcinków (np. 20...30) z uwagą na potrzebę uwzględnienia

nieliniowości rezystancji, oporów cieplnych i pojemności cieplnych układu.

Analogiczny tok postępowania można zaproponować również dla przypadku toru odwzorowywanego za pomocą modelu ciała złożonego z dwóch części (rys. 1b). Adaptacja algorytmu obliczeń polega na uwzględnieniu, że zamiast zależności (4) wprowadza się zależność (19), odpowiednią dla układu wg rys. 1b:

$$\Delta v^{\nu}(t) = \Delta v^{\nu}_{ust} - (\Delta v^{\nu}_{ust} - \Delta v^{\nu}_0) e^{-\xi t} \left\{ \operatorname{ch} \beta t + \frac{1}{\beta} \left[\xi - \frac{1}{C_1(S_2 + S_z)} \right] \operatorname{sh} \beta t \right\} \quad (19)$$

przy oznaczeniach:

$$\Delta v^{\nu}_{ust} = P(S_2 + S_z) \quad (20)$$

$$\xi = \frac{1}{C_1 S_2} + \frac{1}{C_2 S_2} + \frac{1}{2C_2 \left(\frac{S_2}{2} + S_z \right)} \quad (21)$$

$$\beta = \sqrt{\xi^2 - \frac{2}{C_1 C_2 S_2 \left(\frac{S_2}{2} + S_z \right)}} \quad (22)$$

Obliczenia stają się przez to bardziej złożone, zwłaszcza że wzrasta również ilość funkcji korekcyjnych.

4. Doświadczalne wyznaczenie parametrów cieplnych toru prądowego

Obliczenie funkcji korekcyjnych dla uwzględnienia zależności oporu cieplnego toru i jego pojemności cieplnej od temperatury jest możliwe dla niektórych prostych przypadków. Wymaga to jednak wnikliwego przeanalizowania warunków wymiany ciepła i może być obciążone dość znacznymi błędami, wynikającymi z konieczności oszacowania niektórych parametrów (np. emisyjności powierzchni).

Korzystniejsze jest doświadczalne wyznaczenie funkcji korekcyjnych w oparciu o proste pomiary nagrzewania; zdjęcie charakterystyki $\Delta v^{\nu}(t)$ dla kilku - kilkunastu wartości prądu długotrwałego I_d i wyznaczenie oporu cieplnego z zależności:

$$S_z(\Delta v^{\nu} = \Delta v^{\nu}_{ust}) = \frac{\Delta v^{\nu}_{ust}}{I_d^2 R} \quad (23)$$

Wykres $S_z = f(\Delta\vartheta)$ umożliwia wyznaczenie funkcji korekcyjnej $F_s(\Delta\vartheta)$:

$$F_s(\Delta\vartheta) = \frac{S_z(\Delta\vartheta)}{S_{z0}} \quad (24)$$

Korekcja pojemności cieplnej zależy od przyrostu temperatury może być oparta o doświadczalnie wyznaczone stałe czasowe przebiegów nagrzewania.

W większości przypadków możliwe jest przyjęcie funkcji korekcyjnej $F_c(\Delta\vartheta) = 1$ wobec stosunkowo słabej zależności ciepła właściwego miedzi i aluminium od temperatury w przedziale temperatur 20...100°C.

5. Podsumowanie

W opracowaniu sformułowano algorytm obliczeń numerycznych obciążalności roboczej toru prądowego przy dowolnym przebiegu prądu $I(t)$. Umożliwia on wyznaczenie m.in. charakterystyk obciążalności dorywczej toru, z uwzględnieniem nieliniowości rezystancji, oporów cieplnych i pojemności cieplnych, względem temperatury.

LITERATURA

- [1] Włodarski B., Bucholc J.: Linie kablowe bardzo wysokich napięć. Projektowanie i budowa. WNT, Warszawa 1979.
- [2] Staniszewski B.: Wymiana ciepła. Podstawy teoretyczne. PWN, Warszawa 1979.
- [3] Maksymiuk A.J., Pochanke Z.: Podstawy obliczeń aparatów elektroenergetycznych. WNT, Warszawa 1976.
- [4] Markiewicz H., Wołkowiński K.: Urządzenia elektroenergetyczne. WNT, Warszawa 1980.

Recenzent: doc. dr hab. inż. Zbigniew Kowalski

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДОПУСТИМОЙ НАГРУЗКИ ТОКОВЕДУЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ
В ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТРОЙСТВАХ

Резюме

В статье представлено две термокинетические модели токоведущих элементов. Определён алгоритм численных расчётов рабочей нагружаемости токоведущих элементов с учётом нелинейности параметров.

THE DETERMINATION OF THE CURRENT LOAD IN BUSBARS

Summary

Two termokinetic models of heating of current load in busbars are proposed. Moreover the algorithm of numerical calculation on the working load of a busbar, taking into account the parameter non-linearity is presented.

Zbigniew GACEK

STRATEGIA OKRESOWEJ ODNOWY IZOLACJI LINIOWEJ W WARUNKACH ZABRUDZENIOWYCH

Streszczenie. W artykule dokonano próby adaptacji i zastosowania wybranych elementów teorii odnowy do oceny uzasadnionej częstości czyszczenia izolatorów wysokiego napięcia na terenach zabrudzeniowych. Określono w tym celu podstawowe wielkości opisujące strategię grupowych wymian uprzedzających izolatorów w krajowych liniach 110 i 220 kV na terenach o niepomijalnym sanieczyszczeniu atmosfery pochodzenia przemysłowego.

1. Wprowadzenie

Jednym ze sposobów zapewnienia ciągłości pracy linii napowietrznych w rejonach o znacznym narażeniu zabrudzeniowym jest czyszczenie izolatorów. Zabieg ten należy do zakresu normalnych czynności eksploatacyjnych i wywiera korzystny, chociaż ograniczony wpływ na własności izolatorów w ich dalszej eksploatacji. Czyszczenie wykonywane jest okresowo na szczególnie narażonych odcinkach linii i połączone jest na ogół z wymianą nielicznych izolatorów uznanych za uszkodzone.

Skuteczność czyszczenia związana jest między innymi z jego częstością w zadanym przedziale czasu, zależącą od rodzaju oraz natężenia pyłów, oparów i gazów, a także od wytrzymałości (niezawodności) zastosowanej izolacji. Ze względów gospodarczych i organizacyjnych energetyka zainteresowana jest w wydłużaniu okresów między kolejnymi czyszczeniami (zabiegi dość kosztowne i przede wszystkim kłopotliwe). Może to być jednak przyczyną niedopuszczalnie częstych nieplanowych wyłączeń linii, powodujących znaczne straty odbiorców przemysłowych.

Terminy czyszczenia izolacji napowietrznej ustalane są obecnie dość arbitralnie na podstawie doświadczeń eksploatacyjnych i obserwacji wyładowań niezupełnych na powierzchni zabrudzonych izolatorów w niekorzystnych warunkach atmosferycznych [5]. Wydaje się, że wymaganą częstość czyszczenia izolatorów można wyznaczyć w oparciu o elementy teorii odnowy [4]. Zastosowana w tym celu zmodyfikowana strategia grupowych wymian uprzedzających polega na wykonywaniu jednoczesnego i okresowego czyszczenia (wymiany uprzedzającej) wszystkich izolatorów na rozpatrywanym odcinku linii, a w przypadku wcześniejszego uszkodzenia izolatorów lub osprzętu tylko na wymuszonej wymianie elementów uszkodzonych. Rozważania szczegółowe doty-

czą linii napowietrznych 110 i 220 kV na terenach o niepomijalnym zanieczyszczeniu atmosfery pochodzenia przemysłowego.

2. Parametry procesu odnowy liniowej izolacji napowietrznej

Izolacja linii napowietrznych wykazuje pod względem niezawodnościowym strukturę szeregową, ponieważ przeskok na jednym łańcuchu izolatorów lub odstępie powietrznym może spowodować wyłączenie linii. Wypadkowy strumień zakłóceń zabrudzeniowych wynika z superpozycji strumieni pochodzących od wszystkich łańcuchów izolatorów, a ciąg superpozycji zmierza ze wzrostem zredukowanego czasu eksploatacji do strumienia Poissona [2, 4]. Przedziały czasu między kolejnymi zakłóceniami są niezależnymi zmiennymi losowymi o jednakowych dystrybuantach $F(t)$, równymi czasowi poprawnej pracy układu izolacyjnego o najmniejszej wytrzymałości w określonym stanie narażenia.

W dalszych rozważaniach rozpatruje się więc tzw. prosty proces odnowy, tj. zbiór wzajemnie niezależnych zmiennych losowych w postaci uporządkowanych czasów poprawnej pracy izolacji o jednakowej dystrybuancie [2, 3]. Proces ten opisuje jednoznacznie rozkład prawdopodobieństwa łącznej liczby odnowień $N_0(t)$ w zredukowanym przedziale czasu $(0, t]$, tj. przy uwzględnieniu sezonowych okresów największego narażenia zabrudzeniowego [4]. Wielkość $N_0(t)$ jest zmienną losową, przyjmującą tylko wartości dodatnie i całkowite. Rozkład prawdopodobieństwa łącznej liczby odnowień ma na ogół postać bardzo skomplikowaną, dlatego też najczęściej wystarczy, jeśli dana jest jej wartość oczekiwana [1, 2], zwana funkcją odnowy:

$$H(t) = \mathbb{E}\{N_0(t)\} = \sum_{k=1}^{\infty} F_k(t) = F(t) + \int_0^t H(t-\tau) dF(\tau), \quad (1)$$

przy czym

$$F(t) \leq H(t) \leq \frac{F(t)}{1-F(t)} \quad \text{lub} \quad H(t) \approx F(t) \quad \text{dla} \quad F(t) \ll 1 \quad (1a)$$

oraz prawdopodobieństwo co najmniej k odnowień w przedziale czasu $(0, t]$

$$P\{N(t) \geq k\} = F_k(t), \quad (2)$$

a także gęstość odnowy:

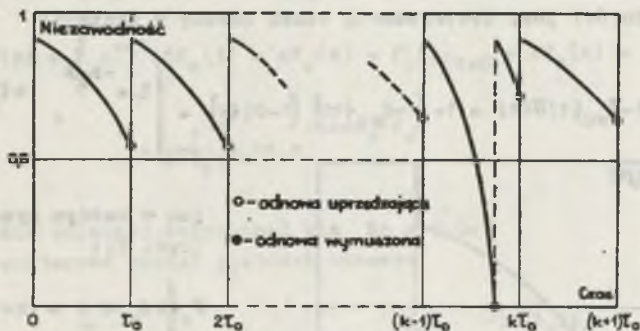
$$h(t) = \frac{dH(t)}{dt} = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{dF_k(t)}{dt} = \sum_{k=1}^{\infty} f_k(t), \quad (3)$$

gdzie:

$F_k(t)$ - dystrybuanta sumy wzajemnie niezależnych oraz o jednakowych dystrybuantach $F(t)$ zmiennych losowych w postaci czasów między kolejnymi odnowieniami ($k = 1, 2, 3, \dots$).

W dalszych rozważaniach, na podstawie danych z prac [4] i [5], przyjęto następujące założenia:

1. Konduktywność powierzchniowa izolatorów w trudnych warunkach środowiskowych osiąga wartość graniczną dla strefy zabrudzeniowej w krótkim przedziale czasu.
2. Koszt spowodowany nieplanową przerwą w zasilaniu odbiorców przemysłowych jest znacznie większy od kosztu czyszczenia izolatorów.
3. Czyszczenie jest rodzajem okresowej odnowy uprzedzającej, wykonywanej wtedy, gdy niezawodność zabrudzeniowa izolacji odcinka linii obniży się poniżej poziomu uznanego za wymagany (nie jest ono potrzebne, gdy niezawodność jest dostateczna).
4. Zgodnie z zasadami okresowej strategii uprzedzających wymian grupowych w praktycznie nieograniczonym przedziale czasu (rys. 1), odnowa wykonywana jest alternatywnie, gdy:
 - a) od chwili ostatniego czyszczenia minął okres czasu τ_0 , zwany dalej zredukowanym przedziałem odnowy, po którym intensywność zakłóceń zaczyna rosnąć (czyszczenie izolatorów na odcinku linii),
 - b) nastąpiło wyłączenie linii spowodowane uszkodzeniem izolatorów lub osprzętu na skutek przeskoku zabrudzeniowego (wymiana uszkodzonych elementów).



Rys. 1. Ilustracja okresowej strategii odnowy izolacji napowietrznej

5. Każda odnowa wykonywana jest w pomijalnie krótkim okresie czasu w porównaniu z czasem eksploatacji, przy czym zarówno odnowa uprzedzająca (czyszczenie), jak i wymuszona (wymiana) stanowią odnowę czystą, nie zmieniającą rozkładu czasu między kolejnymi zakłóceniami dla elementów odnowionych [1].

6. Zredukowany czas eksploatacji między kolejnymi zakłóceniami oraz przedział odnowy wynikają z modelu sezonowej zmienności narażenia zabrudzeniowego, a strumienie zakłóceń zbliżone są wtedy do strumienia Poissona. Funkcja intensywności zakłóceń w okresie czasu większym od przedziału odnowy jest monotonicznie rosnąca, ale jej postać jest nieznaną.

Zgodnie z tymi założeniami dystrybuanta czasu między kolejnymi wyłączeniami linii wskutek uszkodzeń izolatorów i osprzętu:

$$F_{wu}(t) = F_{wu} \left\{ k\tau_0 \leq t < (k+1)\tau_0 \right\} = 1 - e^{-\lambda_z t}; \quad k = 0, 1, 2, \dots \quad (4)$$

gdzie:

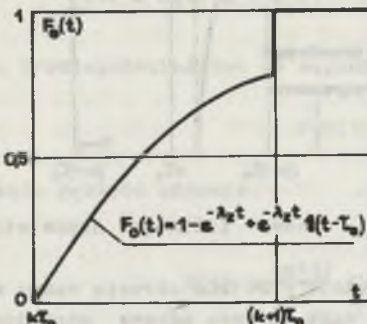
- $\lambda_z = k_u Q_{SPZ} \lambda_p$ - zastępcza intensywność wyłączeń z uszkodzeniami na rozpatrywanym odcinku linii,
- Q_{SPZ} - prawdopodobieństwo nieudanego zadziałania SPZ przy zakłóceniach zabrudzeniowych,
- k_u - współczynnik uszkaźalności izolatorów i osprzętu (udział wyłączeń z uszkodzeniami w ogólnej liczbie wyłączeń zabrudzeniowych),
- λ_p - największa sezonowa intensywność przeskoków zabrudzeniowych na odcinku linii.

Dystrybuanta czasu między kolejnymi czyszczeniami:

$$G(t) = \begin{cases} 0, & k\tau_0 \leq t < (k+1)\tau_0 \\ 1, & t \geq (k+1)\tau_0 \end{cases} \quad (k = 0, 1, 2, \dots) \quad (5)$$

Funkcja rozkładu czasu między kolejnymi odnowami (czyszczeniem lub wymianą izolatorów) jest dystrybuantą czasu odnowy w postaci:

$$F_0(t) = 1 - F_{wu}(t)G(t) = 1 - [1 - F_{wu}(t)] [1 - G(t)] = \begin{cases} 1 - e^{-\lambda_z t}, & k\tau_0 \leq t < (k+1)\tau_0 \\ 1, & t \geq (k+1)\tau_0 \end{cases} \quad (6)$$



Rys. 2. Dystrybuanta czasu między kolejnymi odnowami izolacji napowietrznej

lub w każdym przedziale odnowy (rys. 2):

$$\begin{aligned} F_0 \left\{ k\tau_0 \leq t < (k+1)\tau_0 \right\} &= \\ &= (1 - e^{-\lambda_z t}) \left[\mathbf{1}(t) - \mathbf{1}(t - \tau_0) \right] - \\ &- \mathbf{1}(t - \tau_0) = 1 - e^{-\lambda_z t} + \\ &+ e^{-\lambda_z \tau_0} \mathbf{1}(t - \tau_0), \quad k=0, 1, 2, \dots \end{aligned} \quad (7)$$

gdzie:

$F_{wu}(t)$ oraz $\bar{G}(t)$ - funkcje rozkładu określające prawdopodobieństwo, że w okresie $(0, t]$ nie będzie wymiany wymuszonej, ani czyszczenia,

$\mathbf{1}(t)$ oraz $\mathbf{1}(t-\zeta_0)$ - funkcje jednostkowe.

Operatorowa postać tej dystrybuanty:

$$\begin{aligned} F_0(s) &= \frac{1}{s}(1 - e^{-s\zeta_0}) - \frac{1}{s+\lambda_x} \left[1 - e^{-(s+\lambda_x)\zeta_0} \right] + \frac{1}{s} e^{-s\zeta_0} = \\ &= \frac{1}{s+\lambda_x} \left[\frac{\lambda_x}{s} + e^{-(s+\lambda_x)\zeta_0} \right], \quad \operatorname{Re} s > 0 \end{aligned} \quad (8)$$

ponieważ transformaty Laplace'a [6] jej kolejnych składników wynoszą odpowiednio:

$$\mathcal{L}\{\mathbf{1}(t)\} = \frac{1}{s}, \quad \mathcal{L}\{\mathbf{1}(t-\zeta_0)\} = \frac{1}{s} e^{-s\zeta_0}, \quad \mathcal{L}\{e^{-\lambda_x t}\} = \frac{1}{s+\lambda_x}$$

i

$$\mathcal{L}\{e^{-\lambda_x t} f(t)\} = F(s+\lambda_x).$$

Gęstość prawdopodobieństwa czasu odnowy $f_0(t) = \frac{dF_0(t)}{dt}$ w postaci operatorowej:

$$\begin{aligned} f_0(s) &= \int_0^{\infty} e^{-st} dF_0(t) = sF_0(s) - F_0(t)|_{t=0} = sF_0(s) = \\ &= \frac{1}{s+\lambda_x} \left[\lambda_x + s e^{-(s+\lambda_x)\zeta_0} \right] \end{aligned} \quad (9)$$

w płz płaszczyźnie zmiennej zespolonej dla $\operatorname{Re} s > 0$.

Wynika stąd operatorowa postać gęstości odnowy:

$$n_0(s) = \int_0^{\infty} e^{-st} dN_0(t) = \frac{f_0(s)}{1-F_0(s)} = \frac{\lambda_x + s e^{-(s+\lambda_x)\zeta_0}}{1 - e^{-(s+\lambda_x)\zeta_0}}, \quad (10)$$

oczekiwanej liczby odnowień:

$$\mathbb{E}\{N_0(s)\} = \frac{1}{s} n_0(s) = \frac{\lambda_x}{s^2 [1 - e^{-(s+\lambda_x)\zeta_0}]} + \frac{e^{-(s+\lambda_x)\zeta_0}}{s [1 - e^{-(s+\lambda_x)\zeta_0}]} \quad (11)$$

gęstości czyszczeń izolacji:

$$n_c(s) = n_o(s) - \frac{\lambda_z}{s} = \frac{(s+\lambda_z)e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}}{s[1 - e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}]}, \quad (12)$$

oraz oczekiwanej liczby czyszczeń:

$$\begin{aligned} \mathbb{E}\{N_c(s)\} &= \frac{1}{s} n_c(s) = \frac{(s+\lambda_z)e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}}{s^2[1 - e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}]} = \frac{\lambda_z e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}}{s^2[1 - e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}]} + \\ &+ \frac{e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}}{s[1 - e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}]} \end{aligned} \quad (13)$$

W celu dokonania odwrotnej transformacji wzorów (11) i (13) rozwinięto w szereg Laurenta wyrażenie:

$$\frac{1}{1 - e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}} = 1 + e^{-(s+\lambda_z)\tau_0} + e^{-2(s+\lambda_z)\tau_0} + \dots = \sum_{k=0}^{\infty} e^{-(s+\lambda_z)k\tau_0} \quad (14)$$

ponieważ $|e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}| < 1$ dla $(s+\lambda_z)\tau_0 > 0$ i $\text{Re } s > 0$ ($\lambda_z\tau_0 > 0$).

W zredukowanym przedziale czasu $(0, t]$ oczekiwana liczba odwiedzeń w izolacji (czyszczeń i wymian wymuszonych łącznie):

$$\begin{aligned} \mathbb{E}\{N_o(t)\} &= \mathcal{L}^{-1}\{N_o(s)\} = \mathcal{L}^{-1}\left\{\sum_{k=0}^{\infty} \frac{\lambda_z}{s^2} e^{-(s+\lambda_z)k\tau_0}\right\} + \\ &+ \mathcal{L}^{-1}\left\{\sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{s} e^{-(s+\lambda_z)k\tau_0}\right\} = \sum_{k=0}^{\infty} e^{-k\lambda_z\tau_0} \lambda_z(t-k\tau_0) + \\ &+ \sum_{k=1}^{\infty} e^{-k\lambda_z\tau_0} \mathbf{1}(t-k\tau_0) \end{aligned} \quad (15)$$

oraz oczekiwana liczba czyszczeń izolacji:

$$\mathbb{E}\{N_c(t)\} = \mathcal{L}^{-1}\{N_c(s)\} = \mathcal{L}^{-1}\left\{\sum_{k=1}^{\infty} \frac{\lambda_z}{s^2} e^{-(s+\lambda_z)k\tau_0}\right\} +$$

$$\begin{aligned}
 + \int_0^{-1} \left\{ \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{k!} e^{-(s+\lambda_z)k\tau_0} \right\} &= \sum_{k=1}^{\infty} e^{-k\lambda_z\tau_0} \lambda_z (t-k\tau_0) + \\
 &+ \sum_{k=1}^{\infty} e^{-k\lambda_z\tau_0} \mathbf{1}(t-k\tau_0) \quad (16)
 \end{aligned}$$

Jedynie w pierwszym przedziale odnowy $\mathbb{E} \left\{ N_o(0 \leq t < \tau_0) \right\} = \lambda_z t$ oraz $\mathbb{E} \left\{ N_c(0 \leq t < \tau_0) \right\} = 0$, natomiast w każdym z pozostałych:

$$\begin{aligned}
 \mathbb{E} \left\{ N_o[k\tau_0 \leq t < (k+1)\tau_0] \right\} &= \\
 = \lambda_z t + \sum_{j=1}^k e^{-j\lambda_z\tau_0} [\lambda_z(t-j\tau_0) + 1], \quad k = 1, 2, 3, \dots \quad (17)
 \end{aligned}$$

oraz

$$\begin{aligned}
 \mathbb{E} \left\{ N_c[k\tau_0 \leq t < (k+1)\tau_0] \right\} &= \\
 = \sum_{j=1}^k e^{-j\lambda_z\tau_0} [\lambda_z(t-j\tau_0) + 1], \quad k = 1, 2, 3, \dots \quad (18)
 \end{aligned}$$

Ponieważ jednak

$$\sum_{k=0}^{\infty} e^{-k\lambda_z\tau_0} = (1 - e^{-\lambda_z\tau_0})^{-1}$$

oraz

$$\sum_{k=0}^{\infty} (k+1)e^{-k\lambda_z\tau_0} = (1 - e^{-\lambda_z\tau_0})^{-2} \quad \text{dla} \quad |e^{-\lambda_z\tau_0}| < 1,$$

więc

$$\begin{aligned}
 \mathbb{E} \left\{ N_o[k\tau_0 \leq t < (k+1)\tau_0] \right\} &= \lambda_z t \sum_{j=0}^k e^{-j\lambda_z\tau_0} - \lambda_z\tau_0 \sum_{j=0}^k j e^{-j\lambda_z\tau_0} + \\
 + \sum_{j=0}^{k-1} e^{-(j+1)\lambda_z\tau_0} &= \lambda_z t \sum_{k=0}^{\infty} e^{-k\lambda_z\tau_0} - \lambda_z\tau_0 \sum_{k=0}^{\infty} k e^{-k\lambda_z\tau_0} +
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + \sum_{k=0}^{\infty} e^{-(k+1)\lambda_z \tau_0} - \lambda_z t \sum_{j=k+1}^{\infty} e^{-j\lambda_z \tau_0} + \lambda_z \tau_0 \sum_{j=k+1}^{\infty} j e^{-j\lambda_z \tau_0} - \\
& - \sum_{j=k}^{\infty} e^{-(j+1)\lambda_z \tau_0} = \frac{\lambda_z t + e^{-\lambda_z \tau_0} + \lambda_z \tau_0}{1 - e^{-\lambda_z \tau_0}} - \frac{\lambda_z \tau_0}{(1 - e^{-\lambda_z \tau_0})^2} - \\
& - e^{-(k+1)\lambda_z \tau_0} (\lambda_z t - k\lambda_z \tau_0 + 1) \sum_{k=0}^{\infty} e^{-k\lambda_z \tau_0} + \\
& + \lambda_z \tau_0 e^{-(k+1)\lambda_z \tau_0} \sum_{k=0}^{\infty} (k+1) e^{-k\lambda_z \tau_0} = \\
& = \frac{1}{1 - e^{-\lambda_z \tau_0}} \left(\lambda_z t + e^{-\lambda_z \tau_0} + \lambda_z \tau_0 - \lambda_z t e^{-(k+1)\lambda_z \tau_0} + \right. \\
& \left. + k\lambda_z \tau_0 e^{-(k+1)\lambda_z \tau_0} - e^{-(k+1)\lambda_z \tau_0} \right) - \frac{\lambda_z \tau_0}{(1 - e^{-\lambda_z \tau_0})^2} \left(1 - e^{-(k+1)\lambda_z \tau_0} \right) = \\
& = \frac{1}{(1 - e^{-\lambda_z \tau_0})^2} \left(\lambda_z t - (\lambda_z t + \lambda_z \tau_0 - 1) e^{-\lambda_z \tau_0} - e^{-2\lambda_z \tau_0} - \right. \\
& \left. - [\lambda_z t - (k+1)\lambda_z \tau_0 + 1] e^{-(k+1)\lambda_z \tau_0} + (\lambda_z t - k\lambda_z \tau_0 + 1) e^{-(k+2)\lambda_z \tau_0}, k=0,1,2,\dots \right) \quad (19)
\end{aligned}$$

oraz

$$\begin{aligned}
& \mathbb{E} \left\{ N_c [k\tau_0 \leq t < (k+1)\tau_0] \right\} = \\
& = \mathbb{E} \left\{ N_0 [k\tau_0 \leq t < (k+1)\tau_0] \right\} - \mathbb{E} \left\{ N_{wu} [k\tau_0 \leq t < (k+1)\tau_0] \right\} = \\
& = \frac{e^{-\lambda_z \tau_0}}{(1 - e^{-\lambda_z \tau_0})^2} \left\{ (\lambda_z t - \lambda_z \tau_0 + 1) - (\lambda_z t + 1) e^{-\lambda_z \tau_0} - \right. \\
& \left. - [\lambda_z t - (k+1)\lambda_z \tau_0 + 1] e^{-k\lambda_z \tau_0} + (\lambda_z t - k\lambda_z \tau_0 + 1) e^{-(k+1)\lambda_z \tau_0}, k=0,1,2,\dots \right\} \quad (20)
\end{aligned}$$

gdzie:

$$E\{N_{wu}(t)\} = \lambda_z t - \text{oczekiwana liczba wyłączeń z uszkodzeniami na odcinku linii (wymuszonych wymian izolatorów) i osprzętu.}$$

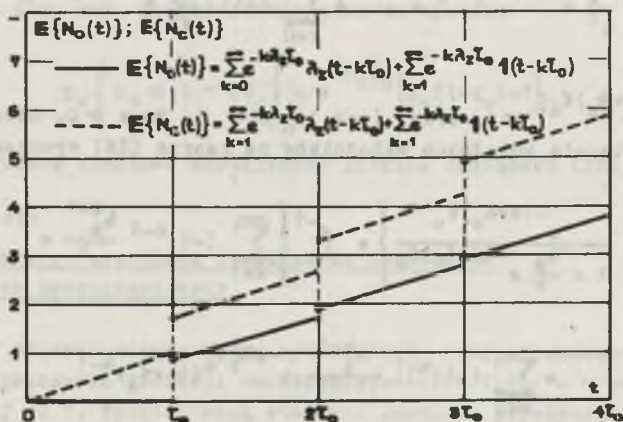
Przykładowo, dla $k=1$ (pierwsze czyszczenie dopiero po czasie $t=\tau_0$), oczekiwana liczba odnowień:

$$E\{N_o(\tau_0 \leq t < 2\tau_0)\} = \lambda_z t + e^{-\lambda_z \tau_0} [\lambda_z (t - \tau_0) + 1] \quad (21)$$

oraz oczekiwana liczba czyszczeń:

$$E\{N_c(\tau_0 \leq t < 2\tau_0)\} = e^{-\lambda_z \tau_0} [\lambda_z (t - \tau_0) + 1] \quad (22)$$

Zmienność w czasie oczekiwanej liczby odnowień i czyszczeń izolacji pokazano na rys. 3.



Rys. 3. Zmienność w czasie oczekiwanej liczby odnowień i czyszczeń izolacji

Jeśli $P_c(t)$ jest prawdopodobieństwem co najmniej 1 czyszczenia w czasie $(0, t]$, to gęstość tego prawdopodobieństwa w postaci operatorowej:

$$p_c(s) = \int_0^{\infty} e^{-st} dp_c(t) = \frac{n_c(s)}{1+n_c(s)} = \frac{(s+\lambda_z) e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}}{s + \lambda_z e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}} \quad (23)$$

dla gęstości czyszczenia (12), a więc:

$$P_c(s) = \frac{1}{s} p_c(s) = \frac{(s+\lambda_z) e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}}{s [s+\lambda_z e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}]} = \frac{1}{s} \cdot \frac{e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}}{1 + \frac{\lambda_z}{s} e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}} + \frac{1}{s^2} \frac{\lambda_z e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}}{1 + \frac{\lambda_z}{s} e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}} \quad (24)$$

Po rozwinięciu w szereg Laurenta wyrażenia:

$$\frac{1}{1 + \frac{\lambda_z}{s} e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}} = 1 - \frac{\lambda_z}{s} e^{-(s+\lambda_z)\tau_0} + \frac{\lambda_z^2}{s^2} e^{-2(s+\lambda_z)\tau_0} - \frac{\lambda_z^3}{s^3} e^{-3(s+\lambda_z)\tau_0} + \dots = \sum_{k=0}^{\infty} (-1)^k \frac{\lambda_z^k}{s^k} e^{-(s+\lambda_z)k\tau_0} \quad (25)$$

dla $\left| \frac{\lambda_z}{s} e^{-(s+\lambda_z)\tau_0} \right| < 1$ oraz $(s+\lambda_z)\tau_0 > 0$ i $\text{Re } s > 0$. Odwrotne transformanty Laplace'a kolejnych składników we wzorze (24) wynoszą:

$$\mathcal{L}^{-1} \left\{ \frac{1}{s} \cdot \frac{e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}}{1 + \frac{\lambda_z}{s} e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}} \right\} = \mathcal{L}^{-1} \left\{ \sum_{k=1}^{\infty} (-1)^{k-1} \frac{\lambda_z^{k-1}}{s^k} e^{-(s+\lambda_z)k\tau_0} \right\} = \sum_{k=1}^{\infty} (-1)^{k-1} \frac{\lambda_z^{k-1}}{(k-1)!} e^{-k\lambda_z\tau_0} (t-k\tau_0)^{k-1} \quad (26)$$

oraz

$$\mathcal{L}^{-1} \left\{ \frac{1}{s^2} \cdot \frac{\lambda_z e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}}{1 + \frac{\lambda_z}{s} e^{-(s+\lambda_z)\tau_0}} \right\} = \mathcal{L}^{-1} \left\{ \sum_{k=1}^{\infty} (-1)^{k-1} \frac{\lambda_z^k}{s^{k+1}} e^{-(s+\lambda_z)\tau_0} \right\} = \sum_{k=1}^{\infty} (-1)^{k-1} \frac{\lambda_z^k}{k!} e^{-k\lambda_z\tau_0} (t-k\tau_0)^k \quad (27)$$

ponieważ $\mathcal{L}^{-1} \left\{ \frac{-k!}{s^{k+1}} \right\} = t^k$ [6].

Wynikająca stąd postać czasowa prawdopodobieństwa co najmniej 1 czyszczenia w zredukowanym okresie czasu $(0, t]$ wynosi:

$$P_c(t) = \sum_{k=1}^{\infty} (-1)^{k-1} \frac{\lambda_z^{k-1} e^{-k\lambda_z \tau_0}}{(k-1)!} (t - k\tau_0)^{k-1} \left[1 + \frac{\lambda_z}{k} (t - k\tau_0) \right]. \quad (28)$$

W pierwszym okresie odnowy $P_c \left\{ 0 \leq t < \tau_0 \right\} = 0$, natomiast w każdym z pozostałych:

$$P_c \left\{ k\tau_0 \leq t < (k+1)\tau_0 \right\} = \sum_{j=1}^k (-1)^{j-1} \frac{\lambda_z^{j-1} e^{-j\lambda_z \tau_0}}{(j-1)!} (t - j\tau_0)^{j-1} \cdot \left[1 + \frac{\lambda_z}{j} (t - j\tau_0) \right], \quad k=1, 2, 3, \dots \quad (29)$$

Przykładowo, dla $k=1$ prawdopodobieństwo to wynosi:

$$P_c \left\{ \tau_0 \leq t < 2\tau_0 \right\} = e^{-\lambda_z \tau_0} \left[\lambda_z (t - \tau_0) + 1 \right], \quad (30)$$

a więc jest równe liczbowo oczekiwanej liczbie czyszczeń (22).

3. Ocena wymaganej częstości czyszczenia izolatorów w warunkach zabrudzeniowych

Parametry procesu odnowy można wykorzystać przy wyznaczaniu rocznej częstości czyszczenia izolacji narażonego odcinka linii - w praktyce zwykle mniejszej od 1. Wyjątek mogą stanowić jedynie pojedyncze słupy w miejscach szczególnie silnego narażenia lokalnego (np. w pobliżu chłodni kominowych), gdzie zastosowanie nawet bardzo wytrzymałych układów izolacyjnych może nie zapobiec częstym przeskokom i wyłączeniom linii.

W celu wyznaczenia wymaganej częstości czyszczenia na odcinku linii w ciągu roku uwzględniono, że:

- zredukowany czas eksploatacji można wyrazić jako $t = k \frac{T}{N_c(T)}$ (dla $k = 1, 2, 3, \dots$), jeśli częstość czyszczenia izolacji w ciągu T roku obliczeniowego T wynosi $N_c(T) \equiv T/\tau_0$ [4],
- najmniejsza niezawodność zabrudzeniowa między kolejnymi czyszczeniami $R_{\min}(\tau_0)$ nie powinna być mniejsza od wymaganej niezawodności $R^*(\tau_0)$, czyli:

$$R_{\min}(\tau_0) = e^{-\lambda_z \tau_0} > R^*(\tau_0) = e^{-N_{wu}^*(\tau_0)} = e^{-k_u Q_{SP2} N_p^*(\tau_0)}, \quad (31)$$

gdzie:

$N_{wu}^*(\tau_0)$ oraz $N_p^*(\tau_0)$ - dopuszczalne oczekiwane liczby wyłączeń z uszkodzeniami oraz przeskoków zabrudzeniowych na rozpatrywanym odcinku linii w czasie $(0, \tau_0]$,

- względna liczba zakłóceń (przeskoków lub wyłączeń) dopuszczalnych w przedziale odnowy lub w ciągu roku:

$$q_c = \frac{N_p^*(\tau_0)}{N_p^*(T)} = \frac{N_p^*(T)}{N_p^*(T)} = \frac{N_{wu}^*(\tau_0)}{N_{wu}^*(T)} = \frac{N_{wu}^*(T)}{N_{wu}^*(T)} < 1, \quad (32)$$

gdzie:

$N_p(\tau_0)$ i $N_{wu}(\tau_0)$ - oczekiwane liczby przeskoków oraz wyłączeń z uszkodzeniami w przedziale odnowy,

$N_p(T)$ i $N_{wu}(T)$ - oczekiwane liczby przeskoków oraz wyłączeń z uszkodzeniami w ciągu roku,

- względna częstość czyszczenia, tj. odniesiona do oczekiwanej liczby przeskoków w ciągu roku:

$$\alpha_c = \frac{N_c(T)}{N_p(T)} = \frac{1}{N_p(\tau_0)} = \frac{q_c}{N_p^*(\tau_0)} \quad (33)$$

Po wprowadzeniu do wzoru (30) wymagania (31), równoznacznego warunkowi $\lambda_z \tau_0 \leq k_u Q_{SPZ} N_p^*(\tau_0)$, dla $t' = t - \tau_0 = \tau_0$ otrzymuje się, że:

$$P_c \left\{ 0 < t' < \tau_0 \right\} = e^{-\lambda_z \tau_0} (\lambda_z t' + 1) = 1, \quad (34)$$

a po uwzględnieniu, że $\lambda_z t' = N_{wu}(t') = \frac{1}{N_c(T)} Q_{SPZ} k_u N_p(T)$, wymagana częstość czyszczenia dla zadanej wartości $N_p^*(\tau_0)$ wynosi:

$$N_c(T) \geq \frac{k_u Q_{SPZ} N_p(T)}{e^{k_u Q_{SPZ} N_p^*(\tau_0)} - 1} = \alpha_c N_p(T) = \frac{N_p(T)}{N_p(\tau_0)} \quad (35)$$

i rośnie ze wzrostem zawodności izolatorów oraz wymaganego poziomu niezawodności w okresie między czyszczeniami, natomiast dopuszczalna względna liczba zakłóceń:

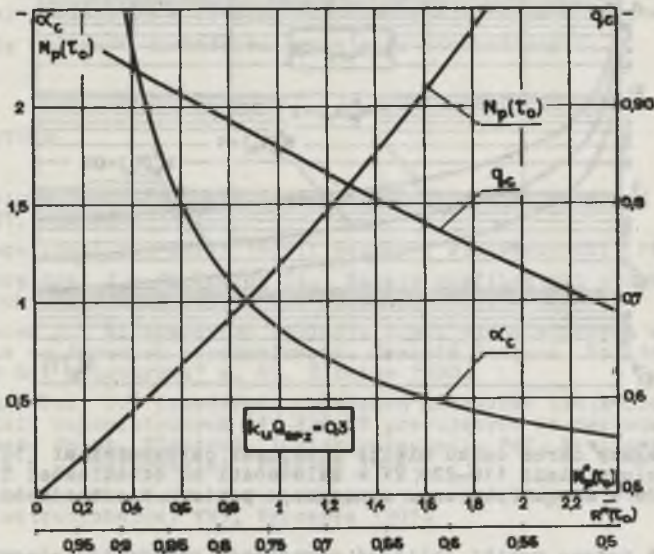
$$q_c \leq \frac{k_u Q_{SPZ} N_p^*(\tau_0)}{e^{k_u Q_{SPZ} N_p^*(\tau_0)} - 1} \quad (36)$$

Oznacza to również, że między oczekiwaną a dopuszczalną liczbą przeskoków na odcinku linii w przedziale odnowy zachodzi zależność:

$$N_p(\tau_0) = \frac{1}{k_u Q_{SPZ}} (e^{k_u Q_{SPZ} N_p^*(\tau_0)} - 1), \quad (37)$$

natomiast wymagany okres czasu między kolejnymi czyszczeniami:

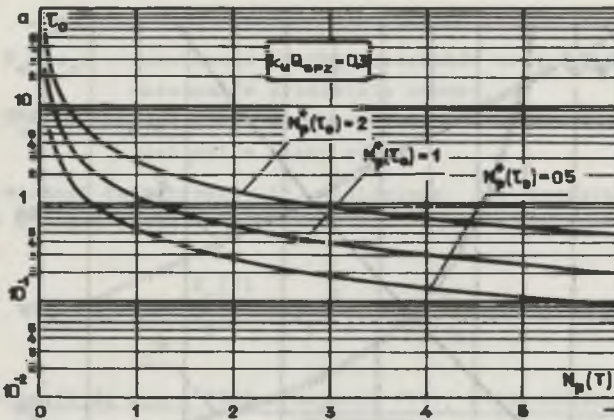
$$\tau_0 \leq \frac{T}{\alpha_c N_p(T)} = \frac{T}{k_u Q_{SPZ} N_p(T)} (e^{k_u Q_{SPZ} N_p^*(\tau_0)} - 1) \quad (38)$$



Rys. 4. Względna częstość czyszczenia (35), dopuszczalna względna liczba zakłóceń (36) i oczekiwana liczba przeskoków w przedziale odnowy (37) dla izolacji na odcinku linii 110-220 kV w zależności od wymaganego poziomu niezawodności

Na rys. 4 zestawiono zależności względnej częstości czyszczenia, względnej dopuszczalnej liczby zakłóceń i oczekiwanej liczby przeskoków od dopuszczalnej liczby przeskoków w przedziale odnowy dla krajowych linii napowietrznych 110-220 kV na terenach przemysłowych [4]. Poziom wymaganej niezawodności izolacji na odcinku linii w okresie między czyszczeniami wynika z doświadczeń eksploatacyjnych, przy czym najczęściej $1 \leq N_p^*(\tau_0) < 2$ (przeskoki świadczą między innymi o konieczności czyszczenia). Wynika stąd, że w przybliżonych obliczeniach praktycznych można przyjąć następujące wartości dopuszczalne:

Wymagania niezawodnościowe		Wartości dopuszczalne		
$N_p^*(\tau_0)$	$R^*(\tau_0) = e^{-k_u^Q \text{SPZ} N_p^*(\tau_0)}$ dla $k_u^Q \text{SPZ} = 0,3$	α_c	q_c	$N_p(\tau_0)$
1(2)	0,74 (0,55)	0,857(0,365)	0,857(0, -)	1,17(2,74)



Rys. 5. Wymagany okres czasu między kolejnymi czyszczeniami (38) dla izolacji na odcinku linii 110-220 kV w zależności od oczekiwanej liczby przeskoków w ciągu roku oraz wymaganego poziomu niezawodności

Na rys. 5 podano wyniki obliczeń wymaganego przedziału odnowy w zależności od oczekiwanej liczby przeskoków na odcinku linii w ciągu roku oraz wymaganego poziomu niezawodności - silnie nieliniowej w istotnym dla praktyki przedziale $N_p(T) \leq 2$. Przykładowo, jeśli oczekiwana liczba przeskoków w ciągu roku $N_p(T) \leq 1(2)$, to wymagany okres między kolejnymi czyszczeniami $\tau_0 \leq 1,17(2,74)$ roku dla 1 dopuszczalnego przeskoku w przedziale odnowy.

Uzyskane wyniki są przybliżone ze względu na brak w pełni uzasadnionych danych niezawodnościowych dla izolacji liniowej w szczególnie trudnych warunkach środowiskowych i wymagają dalszych uzasadnień techniczno-ekonomicznych. W praktyce nie jest jednak na ogół wymagana dokładność obliczeń mniejsza od 0,5 roku, ponieważ - ze względów organizacyjnych - izolatory czyszczone są najczęściej na wiosnę i w lecie.

4. Wnioski

1. Jedną z możliwości praktycznego zastosowania teorii odnowy do oceny uzasadnionej częstości czyszczenia liniowych izolatorów napowietrznych jest strategia grupowych wymian uprzedzających.
2. Wymagana częstość czyszczenia oraz długość okresu czasu między kolejnymi czyszczeniami uzależnione są od zawodności zabrudzeniowej izolatorów i wymaganego poziomu niezawodności na odcinku linii w przedziale odnowy.
3. Obliczone wartości dopuszczalnych parametrów proponowanej strategii odnowy izolatorów w szczególnie trudnych warunkach środowiskowych wymagają dalszych uzasadnień techniczno-ekonomicznych.

LITERATURA

- [1] Beichelt F.: Problemy niezawodności i odnowy urządzeń technicznych. WNT, Warszawa 1974.
- [2] Kopociński B.: Zarys teorii odnowy i niezawodności. PWN, Warszawa 1973.
- [3] Karpiński J.: Firkowicz Sz.: Zasady profilaktyki obiektów technicznych. Mała monografia PWN, Warszawa 1981.
- [4] Gacek Z.: Niezawodność izolacji linii napowietrznych wysokiego napięcia na terenach przemysłowych. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej nr 642 "Elektryka" z. 67, Gliwice 1980.
- [5] Kucharski K.: Czasokresy czyszczeń łańcuchów izolatorów długopniowych linii napowietrznych 110-220 kV pracujących na terenie GOP. Pr. Nauk. Inst. Podst. Elektrot. i Elektrotechnol. Pol. Wrocławskiej nr 14 (seria 2 - konferencje), Wrocław 1976.
- [6] Osowski J.: Zarys rachunku operatorowego; teoria i zastosowanie w elektrotechnice. WNT, Warszawa 1965.

Recenzent: doc. dr hab. inż. Zbigniew Pohl

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

СТРАТЕГИЯ ПЕРИОДИЧЕСКОГО ВОССТАНОВЛЕНИЯ ЛИНЕЙНОЙ ИЗОЛЯЦИИ В УСЛОВИЯХ ЗАГРЯЗНЕНИЯ

Р е з ю м е

В статье сделана попытка приспособления и применения некоторых элементов теории восстановления к оценке обоснованной частоты очистки изоляторов в высоковольтных ЛЭП на территориях с загрязнением атмосферой. Для этого были определены основные величины, описывающие стратегию групповых профилактических замен изоляторов в отечественных ЛЭП 110 и 220 кв, находящихся в условиях сильных промышленных загрязнений атмосферы.

THE STRATEGY OF PERIODICAL LINE INSULATION RENOVATION IN POLLUTED CONDITIONS

Summary

The paper presents an attempt to adapting and applying some elements of the renovation theory to justify the frequency of high voltage line insulator cleaning on the polluted areas. To do this, there were determined the basic quantities which define the strategy of profilactic insulator grouping exchange in the lines of 110 and 220 kV in the industrial zones with considerable air pollution.

Franciszek BUCHTA

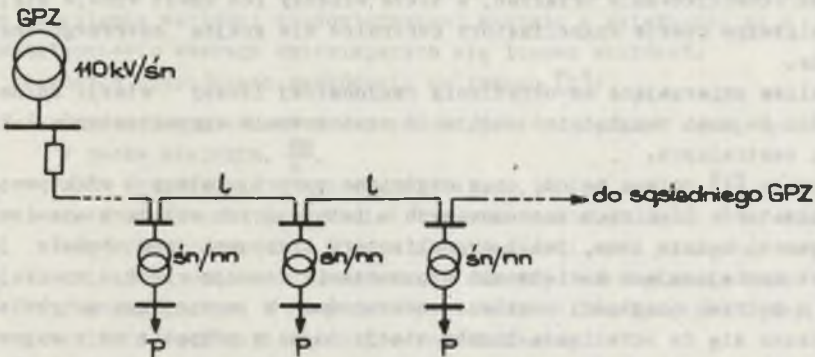
O LICZBIE STACJI ŚN/NN ZASILANYCH Z LINII KABLOWEJ ŚN

Streszczenie. Przedstawiono sposób wyznaczania liczby stacji śn/nn w pętli śn, zapewniającej określony poziom ciągłości zasilania odbiorców. W sposobie uwzględniono lokalizację uszkodzonego odcinka linii śn za pomocą sygnalizatorów zwarć oraz łączy próbnych. Przeprowadzono analizę. Podano ogólne wnioski.

1. Wprowadzenie

Stały wzrost zapotrzebowania energii elektrycznej oraz wzrost wymagań w zakresie jakości i ciągłości zasilania odbiorców zmusza do intensyfikacji poszukiwań racjonalnych rozwiązań układów sieciowych. Zagadnienie nabiera szczególnego znaczenia w obecnej trudnej sytuacji gospodarczej kraju. Okres eksploatacji urządzeń energetycznych jest długi i wybór niewłaściwego rozwiązania przynosi gospodarce duże straty.

Jednym z najbardziej dyskusyjnych parametrów miejskich sieci kablowych śn jest obecnie liczba stacji śn/nn, zasilanych z linii śn. Średnia krajowa liczba stacji wynosi 8 [8]. Powszechnie panuje pogląd, że liczba ta powinna być zwiększona.



Rys. 1. Schemat analizowanego układu sieciowego

W pracy [5] podano wyniki analizy dotyczącej układu śn magistralnego, przedstawionego na rys. 1. Analiza prowadzona była bez uwzględnienia wy-

magań z zakresu ciągłości zasilania odbiorców. Podaje się tam następujące wartości: 34+50 stacji śn/nn przy mocy transformatorów 160 kV.A, 24+34 - przy mocy 250 kV.A, 18+22 - przy mocy 400 kV.A oraz 13+15 - przy mocy 630 kV.A. Wartości te należy jednak uznać jako zbyt duże. Uwzględnienie kosztu niedostarczonej energii spowoduje ich znaczne zmniejszenie.

W pracy [1] podaje się, że ze względu na wysokie koszty stałe budowy linii kablowych, opłacalne jest przyłączenie do linii śn jak największej liczby stacji śn/nn. Racjonalizacja jest możliwa dopiero po uwzględnieniu w analizie kosztu niedostarczonej energii.

Korzyści ze zwiększenia liczby stacji śn/nn zasilanych z linii śn polegają przede wszystkim na zmniejszeniu liczby linii śn wychodzących z GPZ. Umożliwia to albo powiększenie mocy GPZ albo przy stałej mocy GPZ zmniejszenie liczby pól wyłącznikowych śn. W pracy [3] podaje się, że korzyści polegają również na skróceniu ogólnej długości linii śn i związanemu z tym zmniejszeniu rocznej liczby uszkodzeń. Jeśli przyjąć rzeczywiste rozmieszczenie w terenie stacji śn/nn, to skrócenie długości linii śn jest jednak niewielkie lub w ogóle nie występuje.

Ujemnym skutkiem zwiększania liczby stacji śn/nn jest pogorszenie ciągłości zasilania odbiorców. Jednym ze sposobów umożliwiających osiągnięcie wymaganego poziomu ciągłości zasilania jest sygnalizacja przepływu prądu zwarciovego w linii śn. Obecnie prowadzi się badania nad dwoma rodzajami sygnalizatorów - do sygnalizacji lokalnej i centralnej [3].

Sygnał o przepływie prądu zwarciovego przekazywany jest na zewnątrz stacji śn/nn w przypadku sygnalizatorów lokalnych lub do GPZ bądź RDR w przypadku sygnalizatorów centralnych.

Oczywistą zaletą sygnalizacji centralnej jest obniżenie czasu lokalizacji uszkodzonego odcinka linii śn praktycznie do zera i uniezależnienie go od liczby stacji zasilanych z tej linii. Jednak z uwagi na większy stopień skomplikowania urządzeń, a także większy ich koszt wydaje się, że w najbliższym czasie sygnalizatory centralne nie znajdą szerszego zastosowania.

Analiza zmierzająca do określenia racjonalnej liczby stacji śn/nn w pętli śn musi uwzględniać możliwość zastosowania sygnalizatorów lokalnych i centralnych.

W pracy [2] podano metodę oraz częściowe wyniki analizy efektywności sygnalizatorów lokalnych zastosowanych w istniejących układach sieciowych. Efektywność będzie inna, jeśli sygnalizatory traktować się będzie jako czynnik zmniejszający konieczność wyprzedzania rozwoju sieci, wynikająca tylko z potrzeb ciągłości zasilania odbiorców. W niniejszym artykule ograniczono się do określenia liczby stacji śn/nn w pętli śn z sygnalizatorami lokalnymi, która zapewni obecny i przewidywany poziom ciągłości zasilania. Analizę przeprowadzono również dla przypadku prowadzenia lokalizacji za pomocą łączy próbnych bez ograniczenia liczby tych łączy.

2. Metoda analizy

Poziom ciągłości zasilania odbiorców wynikający z uszkodzeń linii śn można scharakteryzować za pomocą wskaźnika q określonego następująco:

$$q = \frac{\Delta A}{A}, \quad (1)$$

gdzie:

ΔA - roczna niedostarczona energia podczas lokalizacji uszkodzonego odcinka linii śn, $\frac{\text{kW.h}}{\text{rok}}$,

A - roczna energia przesłana półpętlą śn, $\frac{\text{kW.h}}{\text{rok}}$.

Niedostarczoną energię ΔA można obliczyć w następujący sposób:

$$\Delta A = P \hat{y}(n, l) \lambda \left[\frac{\text{kW.h}}{\text{rok}} \right], \quad (2)$$

gdzie:

P - przeciętna moc wyłączona jednej stacji śn/nr, kW,

n - liczba stacji śn/nn zasilanych z półpętli śn,

l - średnia odległość między stacjami śn/nn, km,

$\hat{y}(n, l)$ - funkcja regresji związana z lokalizacją uszkodzonego odcinka linii śn, km.h,

λ - intensywność uszkodzeń linii kablowych śn, $\frac{1}{\text{km.rok}}$.

Jeśli ΔA pomnożyć przez jednostkowy koszt niedostarczonej energii $k_{\Delta A}$ w $\frac{\text{zł}}{\text{kW.h}}$, to uzyskany koszt można uwzględnić w równaniu całkowitych rocznych kosztów rozdziału energii [1, 5]. Daje to możliwość zoptymalizowania liczby n stacji śn/nn w półpętli śn.

Funkcja regresji $\hat{y}(n, l)$ ma charakter wzoru interpolacyjnego umożliwiającego określenie wartości niedostarczonej energii w zależności od n i l przy uwzględnieniu szeregu zmieniających się losowo zakłóceń.

Do zmiennych opisujących zakłócenia zaliczono [2]:

V - przeciętną prędkość przejazdu brygady pogotowia energetycznego w ruchu miejskim, $\frac{\text{km}}{\text{h}}$,

t_s - czas sprawdzania stanu sygnalizatora, min,

t_0 - czas otwierania (zamykania) łącznika w stacji śn/nn w stanie beznapięciowym, min. W jego skład wchodzi czas potrzebny na: wyjście z samochodu, wejście do stacji, stwierdzenie braku napięcia, rozmowę z dyspozytorem, otwarcie (zamknięcie) łącznika, wyjście ze stacji i wejście do samochodu,

t_z - czas łączenia próbnego, min. Czas ten jest dłuższy od czasu t_0 , o czas potrzebny na rozmowę z dyspozytorem, rozmowę dyspozytora z brygadą objazdową w GPZ, załączenie linii wyłącznikiem i zamknięcie łącznika w stacji śn/nn,

- t'_0 i t'_2 - podobnie jak t_0 i t_2 , jeśli brygada znajduje się już wewnątrz stacji śn/nn, min,
- k - stosunek drogi kołowej do odległości geometrycznej między stacjami śn/nn.

Funkcję regresji $\hat{y}(n, l)$ wyznaczono w oparciu o zasady omówione w pracach [2, 6, 7]. W tym miejscu należy jedynie zaznaczyć, że korzystano z teorii analizy regresji, analizy wariancji oraz statystycznego planowania doświadczeń [6]. Realizacje wielkości $y(n, l)$ dla wybranych wartości zmiennych n i l wyznaczono na drodze badań modelowych poprzez symulację lokalizacji uszkodzonego odcinka linii śn.

Symulacja prowadzi do wyznaczenia niedostarczonej energii dla wybranych liczb n stacji śn/nn w następującej postaci:

$$\Delta A(n) = P z_n(l, V, t_s, t_0, t_2, t'_0, t'_2, k) \lambda \left[\frac{\text{kW}\cdot\text{h}}{\text{rok}} \right] \quad (3)$$

Realizacje funkcji z_n dla zadanych wartości zmiennej l oraz dla wybranych losowo, z założonego przedziału, wartości pozostałych zmiennych są podstawą do wyznaczenia realizacji $y(n, l)$.

Określenie poziomu ciągłości zasilania istniejącego obecnie oraz wymaganego w przyszłości jest bardzo trudne. W pracy [4] omówiono szerzej problemy związane z możliwością określenia wartości wskaźnika q wg wzoru (1). W tym miejscu należy jedynie zaznaczyć, że w kraju obowiązuje od 1974 r. jednolita instrukcja statystycznego badania nieciągłości zasilania odbiorców z sieci energetyki zawodowej. Z badań prowadzonych zgodnie z instrukcją wynika, że wartość q wynosi $(5 \dots 8) 10^{-4}$ (dla sieci miejskich i terenowych łącznie). Jednak z wielu powodów, omówionych w pracy [4], uważa się, że wartość ta jest mocno заниżona. Prognozy poprawy ciągłości zasilania są również bardzo dyskusyjne. Do niedawna uważało się np. że wartość q zmaleje dwukrotnie jeszcze w latach osiemdziesiątych. Obecnie przeważa jednak pogląd, że w najbliższych latach nie należy się spodziewać wyraźnego zwiększenia ciągłości zasilania.

Poziom ciągłości zasilania odbiorców wynikający z uszkodzeń linii śn można również scharakteryzować za pomocą czasu zakłócenia, przez który rozumie się czas od momentu wystąpienia uszkodzenia do momentu wznowienia dostawy energii wszystkim odbiorcom. W układzie śn magistralnym czas zakłócenia jest czasem lokalizacji uszkodzonego odcinka linii śn powiększonym o czas uzyskania informacji o uszkodzeniu. Dla potrzeb analizy wystarczająca jest znajomość obecnego i przewidywanego przeciętnego czasu t_1 lokalizacji uszkodzonego odcinka linii śn. Jeśli przyjąć średnie krajowe $n = n_k$ i $l = l_k$ ($n_k = 4$, $l_k = 0,4$ km [4, 8]), to na podstawie wzorów (1) i (2) liczbę n stacji śn/nn zapewniającą wymagany poziom ciągłości zasilania można określić z następującego równania:

$$t_1 n_k l_k = \frac{\hat{y}(n, l)}{n} \quad (4)$$

3. Założenia do analizy

- a) Symulacja lokalizacji uszkodzonego odcinka linii śn prowadzona jest dla układu śn magistralnego przedstawionego na rys. 1. Założono przy tym, że nie bierze się pod uwagę przerw w zasilaniu wynikających z uszkodzeń w liniach nn.
- b) Lokalizacja prowadzona jest wg strategii minimalizującej wartość niedostarczonej energii [9].
- c) Sygnalizatory reagują na wszystkie rodzaje zwarć.
- d) Brygada dokonująca łączeń w GPZ dostępna jest bez opóźnień.
- e) Na podstawie wyników podanych w pracy [5], o których była już wcześniej mowa, przyjęto, że należy zbadać następujące zakresy liczb n stacji śn/nn; 6 do 23 dla lokalizacji z sygnalizatorami oraz 4 do 10 dla lokalizacji za pomocą łączeń próbnych.
- f) Średnia odległość l między stacjami śn/nn może się zmieniać od 0,15 km do 0,55 km.
- g) Przedziały zmienności poszczególnych zmiennych opisujących zakłócenia przedstawiono w tabelicy 1.

Tabela 1

Przedziały zmienności poszczególnych zmiennych

Zmienna	V	t_s	t_o	t_z	t'_o	t'_z	k
	$\frac{\text{km}}{\text{h}}$	min	min	min	min	min	-
Poziom dolny	10	0,2	2	4	0,3	2,5	1,1
Poziom górny	20	0,5	3	6	0,7	3,5	1,4

- h) Czasy t_1 przyjęto na dwóch poziomach: 1,5 h - odpowiada obecnemu przeciętnemu czasowi lokalizacji [4] i 0,55 h - odpowiada przewidywanemu czasowi lokalizacji za pomocą sygnalizatorów [8].

4. Wyniki analizy

Analiza przeprowadzona w pracy [2] dała podstawę do tego, aby szukać funkcji regresji $\hat{y}(n, l)$ w następującej postaci:

$$\hat{y}(n, l) = b_0 + b_1 n + b_2 l + b_{11} n^2 + b_{22} l^2 + b_{12} n l, \quad (5)$$

gdzie: b - współczynniki regresji.

Wstępna analiza wykazała, że funkcja regresji w postaci (5), wyznaczona dla całego zakresu zmienności n , nie jest adekwatna do $y(n,1)$ [6]. Szukanie postaci $\hat{y}(n,1)$ wyższego rzędu jest bardzo skomplikowane i czasochłonne. Postanowiono więc podzielić zakres zmienności n równy 6 do 23 na dwa podzakresy: 6 do 12 i 13 do 23.

Wykonano planowanie trójpoziomowe typu 3^2 [6], przedstawione w tablicy 2.

Tablica 2

Trójpoziomowe planowanie typu 3^2

x_0	n'	l'	n'^2	l'^2	$n' l'$	$\bar{y}_1(n,1)$ [km.h]	$\bar{y}_2(n,1)$ [km.h]	$\bar{y}_3(n,1)$ [km.h]
+1	-1	-1	+1	+1	+1	1,01	7,28	0,64
+1	0	-1	0	+1	0	2,76	16,86	2,84
+1	+1	-1	+1	+1	-1	5,66	30,68	6,91
+1	-1	0	+1	0	0	3,36	27,94	1,79
+1	0	0	0	0	0	10,04	70,56	8,37
+1	+1	0	+1	0	0	21,76	131,73	21,08
+1	-1	+1	+1	+1	-1	6,83	59,86	3,28
+1	0	+1	0	+1	0	21,46	149,56	15,89
+1	+1	+1	+1	+1	+1	47,64	304,68	41,10

W tablicy 2 poszczególne zmienne oznaczają:

- x_0 - zmienna fikcyjna przyjmująca stałe wartości +1,
 n', l' - zmienne standaryzowane, określone jako:

$$n' = \frac{n - n_0}{\Delta n}, \quad l' = \frac{l - l_0}{\Delta l} \quad (6)$$

gdzie:

- n_0, l_0 - współrzędne punktu centralnego planowania,
 $\Delta n, \Delta l$ - wartości bezwzględne przyrostów poszczególnych zmiennych,
 $\bar{y}_1, \bar{y}_2, \bar{y}_3$ - wartości średnie z czterech symulacji, przy czym: \bar{y}_1 wyznaczono przy $n_0 = 9$ i $\Delta n = 3$, \bar{y}_2 - przy $n_0 = 18$ i $\Delta n = 5$, \bar{y}_3 odpowiada lokalizacji za pomocą łączów próbnych przy $n_0 = 7$ i $\Delta n = 3$. Wszystkie wartości $\bar{y}_1, \bar{y}_2, \bar{y}_3$ wyznaczono przy $l_0 = 0,35$ km i $\Delta l = 0,2$ km.

Funkcje z_n w km.h, potrzebne do wyznaczenia realizacji $y(n,1)$, mają następujące postacie:

a) lokalizacja z sygnalizatorami:

$$z_n = 1(1,60t_g + 157,02 \frac{1}{v}k + 0,45t_o + 0,87t'_o + 0,85t'_x) \quad \text{dla } n = 6,$$

$$z_n = 1(4,35t_g + 573,03 \frac{1}{v}k + 0,92t_o + 1,97t'_o + 1,95t'_x) \quad \text{dla } n = 9,$$

$$z_n = 1(8,80t_g + 1358,04 \frac{1}{v}k + 1,62t_o + 3,52t'_o + 3,50t'_x) \quad \text{dla } n = 12,$$

$$z_n = 1(10,62t_g + 1728,99 \frac{1}{v}k + 2,05t_o + 4,13t'_o + 4,12t'_x) \quad \text{dla } n = 13,$$

$$z_n = 1(22,80t_g + 4577,40 \frac{1}{v}k + 4,15t_o + 7,95t'_o + 7,95t'_x) \quad \text{dla } n = 18,$$

$$z_n = 1(31,82t_g + 9705,99 \frac{1}{v}k + 6,70t_o + 13,05t'_o + 13,05t'_x) \quad \text{dla } n = 23, \quad (7)$$

b) lokalizacja za pomocą łączy próbnych:

$$z_n = 1(0,53t_x + 45,99 \frac{1}{v}k + 0,05t_o + 0,38t'_o + 0,23t'_x) \quad \text{dla } n = 4,$$

$$z_n = 1(2,33t_x + 277,20 \frac{1}{v}k + 0,16t_o + 1,29t'_o + 0,82t'_x) \quad \text{dla } n = 7,$$

$$z_n = 1(5,67t_x + 804,99 \frac{1}{v}k + 0,50t_o + 2,10t'_o + 1,42t'_x) \quad \text{dla } n = 10. \quad (8)$$

Funkcje regresji $\hat{y}(n,1)$ są następujące:

a) lokalizacja z sygnalizatorami:

$$\hat{y}_1(1,n) = 9,75 + 10,64n + 11,081n^2 + 2,96n'^2 + 2,511n' \quad \text{dla } 6 \leq n \leq 12, \quad (9)$$

$$\hat{y}_2(1,n) = 66,94 + 62,00n + 76,551n' + 14,70n'^2 + 18,081n'^2 + 55,36n' \quad \text{dla } 13 \leq n \leq 23, \quad (10)$$

b) lokalizacja za pomocą łączy próbnych:

$$\hat{y}_3(1,n) = 8,12 + 10,56n + 8,311n' + 3,43n'^2 + 1,361n'^2 + 7,89n' \quad (11)$$

$$\text{dla } 4 \leq n \leq 10. \quad (11)$$

Adekwatność funkcji regresji $\hat{y}(n,1)$ do $y(n,1)$ zbadano przy wykorzystaniu statystyki o rozkładzie F Snedecora. Wszystkie funkcje regresji (9) - (10) i (11) są adekwatne do $y(n,1)$ na poziomie istotności $\alpha = 0,05$.

Odchylenia standardowe poszczególnych współczynników regresji oraz wartości współczynnika R korelacji wielowymiarowej [6] przedstawiono w tabelicy 3.

Tablica 3

Odchylenia standardowe współczynników regresji oraz współczynniki korelacji wielowymiarowej dla poszczególnych funkcji regresji

Funkcja regresji	σ_0	σ_1, σ_2	σ_{11}, σ_{22}	σ_{12}	R
$\hat{y}_1(n,1)$	1,69	0,93	1,60	1,13	0,99
$\hat{y}_2(n,1)$	10,98	6,01	10,41	3,68	0,99
$\hat{y}_3(n,1)$	1,50	0,82	1,43	1,01	0,99

Istotność współczynników korelacji wielowymiarowej zbadano przy wykorzystaniu statystyki o rozkładzie F Snedecora. Wszystkie współczynniki R są istotne na poziomie $\alpha = 0,05$.

Istotność współczynników regresji, ocenianych oddzielnie, zbadano przy wykorzystaniu rozkładu t Studenta. Wszystkie współczynniki regresji są istotne na poziomie $\alpha = 0,05$, z wyjątkiem współczynnika b_{22} w funkcji $\hat{y}_1(n,1)$, b_{11} w funkcji $\hat{y}_2(n,1)$ oraz b_{22} w funkcji $\hat{y}_3(n,1)$. Pominięcie nieistotnych współczynników znacznie obniża wartość współczynnika korelacji wielowymiarowej oraz sprawia, że funkcja $\hat{y}(n,1)$ przestaje być adekwatna do $y(n,1)$. Funkcje regresji $\hat{y}(n,1)$ dla celów analizy są wykorzystywane jako wzory interpolacyjne i dlatego poszukiwanie innych postaci funkcji nie jest potrzebne [6]. Przyjęto więc ostatecznie funkcje regresji w postaci (9), (10) i (11).

Liczby n stacji $\acute{s}n/nn$ obliczone ze wzoru (4) dla przeciętnej krajowej odległości $l = 0,4$ km są następujące:

- lokalizacja z sygnalizatorami: $n = 13$ dla $t_1 = 1,5$ h oraz $n = 7$ dla $t_1 = 0,53$ h,
- lokalizacja za pomocą łączy próbnych: $n = 9$ dla $t_1 = 1,5$ h oraz $n = 5$ dla $t_1 = 0,55$ h.

5. Wnioski

- Zastosowanie sygnalizatorów lokalnych umożliwia, przy obecnym poziomie ciągłości zasilania, powiększenie liczby stacji $\acute{s}n/nn$ w pólpiętli $\acute{s}n$ praktycznie do granicy wyznaczonej ograniczeniami technicznymi (przepustowość, spadki napięć).
- Poziom ciągłości zasilania, blisko trzykrotnie wyższy niż obecny, może być zapewniony po zastosowaniu sygnalizatorów lokalnych w pólpiętli $\acute{s}n$ o blisko dwukrotnie większej liczbie stacji $\acute{s}n/nn$ w porównaniu do obecnej średniej krajowej.

3. Dopuszczenie lokalizacji w sieciach kablowych śn za pomocą łączy próbnych również umożliwia znaczne powiększenie liczby stacji śn/nn w pętli śn, jednak efektywność łączy próbnych jest dużo mniejsza niż sygnalizatorów.

LITERATURA

- [1] Berent-Żesławska J.: Określenie optymalnej struktury miejskiej sieci rozdzielczej śn dla trzech typów zabudowy: ulicznej, osiedli nowoczesnych, dzielnic peryferyjnych. Praca IEn-NSR (praca nie publikowana), Katowice 1977.
- [2] Buchta F.: O efektywności sygnalizatorów zwarć w sieciach kablowych śn. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, "Elektryka", z. 78, Gliwice 1982.
- [3] Horak J.: Możliwości i efekty skracania czasu ogólnej lokalizacji uszkodzeń w sieciach kablowych. Energetyka nr 10, 1979.
- [4] Horak J., Popczyk J.: Eksploatacja elektroenergetycznych sieci rozdzielczych. WNT, Warszawa (oddano do redakcji).
- [5] Materiały Konferencji: "Sieci elektroenergetyczne w aglomeracjach miejsko-przemysłowych", Poznań 1974.
- [6] Nalimow W.W., Czernowa N.A.: Statystyczne metody planowania doświadczeń ekstremalnych. WNT, Warszawa 1967.
- [7] Popczyk J.: Proces odnowy poawaryjnej w napowietrznych sieciach rozdzielczych. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, "Elektryka", z.66, Gliwice 1979.
- [8] Praca zbiorowa: Koncepcja rozwoju sieci rozdzielczych w perspektywie 20-25 lat. Praca IEn-NSR (praca nie publikowana), Katowice 1980.
- [9] Pruss W.Ł., Nicziporowicz Ł.B.: Ispolzowanie ECWM dla formirowanija optimalnogo uprawlenija processom awaryjnoj diagnostiki w raspriedielitelnykh elektrosietiach 6-10 kV. IWUZ Energetika nr 5, 1971.

Recenzent: doc. dr inż. Stefan Sobieszczański

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

О ЧИСЛЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПОДСТАНЦИЙ 20/0,4 КВ
СНАБЖАЕМЫХ ИЗ КАБЕЛЬНЫХ ЛИНИЙ 20 КВ

Р е з ю м е

В статье представлен метод определения числа энергетических подстанций 20/0,4 кв в кабельной подпетле 20 кв, которая обеспечивает определенный уровень надёжности электроснабжения потребителей. В методе учтено локализацию повреждённого участка линии 20 кв с помощью местных указателей коротких замыканий а также пробных включений. Приведён анализ и предложены общие выводы.

ON NUMBER OF MEDIUM/LOW VOLTAGE STATIONS SUPPLIED BY MEDIUM VOLTAGE CABLE LINE

Summary

The paper presents a method of determination of number of the medium, low voltage stations in medium voltage half loop which assures proper level of continuity of receivers supply. The fault localization using the short circuits signals and testing connections is taken into account. The analysis is performed. The general conclusions are presented.

Józef OBER

Tomasz STANKIEWICZ

SKOJARZONY PROCES PRZETWARZANIA WĘGLA NA PALIWA USZLACHTNIONE I ENERGIĘ ELEKTRYCZNĄ

Streszczenie. Przedstawiono koncepcję procesu przetwarzania węgla na gaz i paliwo ciekłe z jednoczesnym wytwarzaniem energii elektrycznej. Zamieszczono schemat technologiczny siłowni nowego typu pracującej według przedstawionej koncepcji. Podano zakres prowadzonych prac badawczych.

1. Wstęp

Światowy kryzys energetyczny zmusił wiele produjących państw do poważnego zajęcia się rozwojem bazy paliwowej dla potrzeb przemysłu, rolnictwa i ludności. Przyczyn kryzysu należy szukać nie tylko w rozwoju przemysłu i wzroście liczby ludności, lecz również w nowych technologiach produkcji rolnej i szybkim rozwoju przemysłu tworzyw sztucznych. Nowoczesna produkcja rolna jest blisko 30 razy bardziej energochłonna od tradycyjnej. Wdrożenie nowych metod produkcji w państwach o słabej bazie energetycznej spowodowało poważne zakłócenia produkcji rolnej. Również krajowe trudności w rolnictwie są wynikiem między innymi braku dopływu energii do tej gałęzi gospodarki. Wdrożone w kraju nowe technologie produkcji żywca potrzebują blisko 20 kg węgla na 1 kg mięsa. Przyjmując produkcję 100 kg żywca na jednego mieszkańca w ciągu roku prowadzi to do liczby 70 mln ton węgla. Przy wydobyciu rocznie 200 mln ton węgla zadanie to jest prawie nierealne. Podobnie zbilansowanie pozostałych gałęzi przemysłu prowadzi do ogólnego zapotrzebowania na energię odpowiadającą w przeliczeniu 500 mln ton węgla kamiennego.

W świetle powyższych liczb zagadnienie kompleksowego i najbardziej racjonalnego wykorzystania węgla jako jedyne go posiadanego w kraju źródła energii stanowi podstawowe i najbardziej pilne zadanie.

W bilansie zapotrzebowania na energię szczególne miejsce zajmuje bilans paliw ciekłych i gazowych, tj. węglowodorów. Od nich zależy nowoczesność gospodarki. Szerokie zastosowanie tych paliw umożliwiłoby uzyskanie znacznych oszczędności w przemyśle. Zastosowanie tych paliw w wielu technologiach zapewniłoby 2-3-krotne zmniejszenie energochłonności. Niestety, jak wiadomo, nie posiadamy tych paliw, a istniejący import jest

mały i można oczekiwać dalszych poważnych zakłóceń w tym zakresie. W najbliższych latach zapotrzebowanie na węglowodory wyniesie 40-50 mln ton rocznie. Z węgla można bezpośrednio uzyskać 20-30% węglowodorów. Stąd otrzymanie 40-50 mln ton w zasadzie nie przedstawia od strony ilościowej większego problemu.

Jednak oddzielenie tych ilości węglowodorów przedstawia bardzo złożony problem techniczny.

Istniejące metody upłynnienia lub zgazowania węgla są ogólnie znane i do tej pory nie znalazły jednak szerokiego zastosowania. Pracujące instalacje są niewielkie, o małej wydajności i mają znaczenie marginalne. Dla znalezienia przyczyn takiego stanu rzeczy przedstawiono w [4] analizę metod przetwarzania węgla na paliwa ciekłe i gazowe, której celem było określenie optymalnych wariantów procesu.

Analiza ta doprowadziła do powstania koncepcji przetwórstwa węgla w ramach specjalnego kombinatu elektroenergetycznego (nowy typ elektrowni), mającego za zadanie wykorzystanie w maksymalnym stopniu energii zawartej w węglu. Technologia ta jest rozwiązaniem łączącym proces wytwarzania energii elektrycznej i paliw węglowodorowych przy bardzo wysokim stopniu sprawności, umożliwiającym uzyskanie wspomnianych dużych ilości paliw ciekłych i gazowych przy minimalnych nakładach inwestycyjnych.

2. Wymagania stawiane kompleksowej metodzie przetwarzania węgla

Efektywna metoda przetwarzania węgla powinna spełniać następujące warunki:

- proces technologiczny obejmujący jedynie oddzielenie węglowodorów [4];
- możliwość technicznej realizacji na dużą skalę, roczna produkcja 20-50 mln ton paliw ciekłych i gazowych;
- stosowane parametry nie powinny odbiegać od stanu techniki;
- w miarę możliwości realizacja procesu w oparciu o istniejące rozwiązania techniczne;
- realizacja techniczna bezpośrednio przy kopalni ze względu na problemy transportowe;
- pełne sbilansowanie zapotrzebowania na wodę;
- małe zapotrzebowanie terenu;
- pełna ochrona środowiska naturalnego ze szczególnym uwzględnieniem emisji siarki.

3. Założenia technologiczne kombinatu

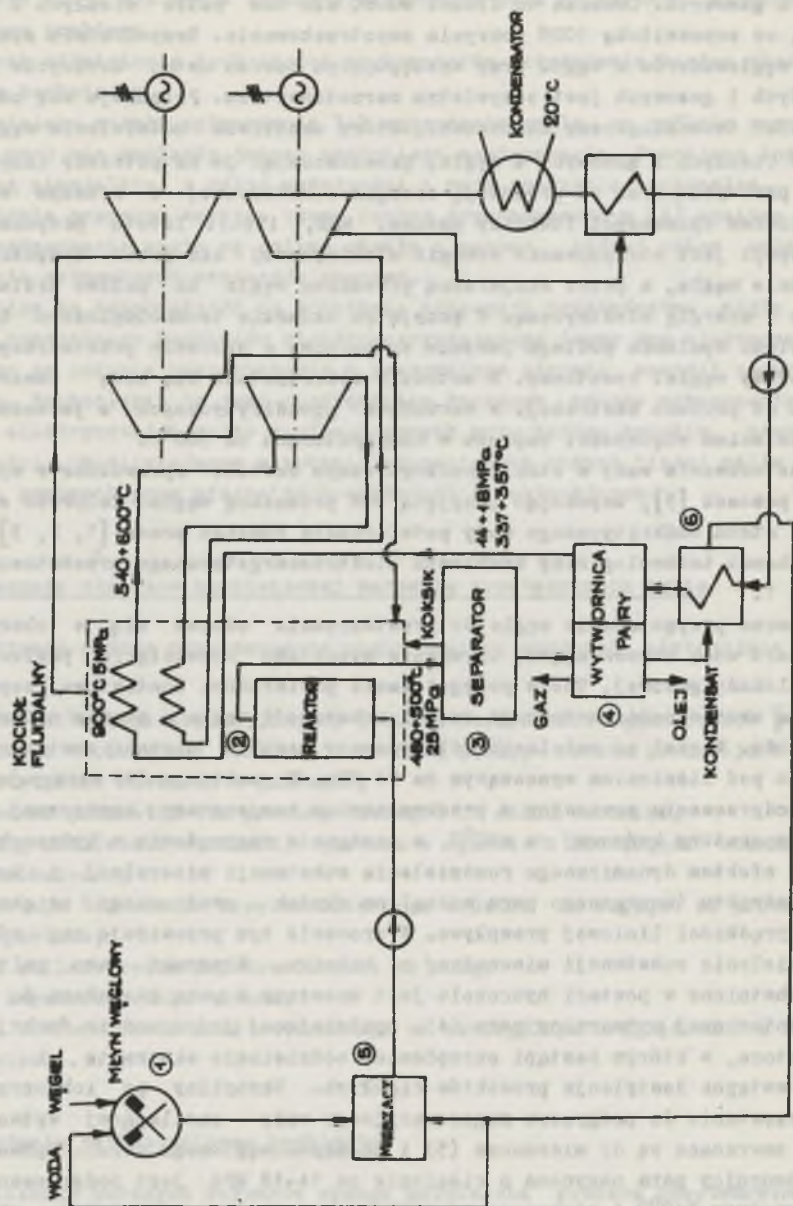
Realizacja podanych warunków wymaga połączenia procesu przetwórstwa z procesem technologicznym konwencjonalnych elektrowni parowych opalanych węglem.

W latach 1990–2000 przewiduje się spalanie w elektrowniach i elektrociepłowniach blisko 200 mln ton węgla kamiennego i brunatnego. Zależnie od gatunku węgla można bezpośrednio uzyskać 20 do 30% węglowodorów ciekłych i gazowych. Oznacza to ilości 40–60 mln ton paliw ciekłych i gazowych, co zapewniłoby 100% pokrycia zapotrzebowania. Bezpośrednio spalanie tych węglowodorów w węglu przy występującym bardzo ostro deficycie paliw ciekłych i gazowych jest oczywistym marnotrawstwem. Proponuje się odmienny układ technologiczny elektrowni, który umożliwi oddzielenie węglowodorów ciekłych i gazowych z węgla, przeznaczając je na potrzeby innych gałęzi przemysłu oraz na produkcję energii elektrycznej z wyższym współczynnikiem sprawności (turbiny gazowe, MHD, itp.). Istotą proponowanej koncepcji jest otrzymywanie energii elektrycznej nie przez bezpośrednie spalanie węgla, a przez skojarzoną przemianę węgla na paliwo uszlachetnione i energię elektryczną. W przyjętym układzie technologicznym bezpośredniemu spalaniu podlega jedynie wytworzony w procesie przetwórczym bezpopiołowy węgiel resztkowy. W metodzie wykorzystuje się wodę zawartą w węglu do procesu ekstrakcji w warunkach ponadkrytycznych z jednoczesnym oddzieleniem większości popiołu w temperaturach ca 500°C.

Zastosowanie wody w stanie nadkrytycznym zostało sprawdzone w wykonanych pracach [5], uzyskując przyjętą 30% przemianę węgla. Celowość stosowania stanu nadkrytycznego wody potwierdzają również prace [1, 2, 3].

Schemat technologiczny kombinatu elektroenergetycznego przedstawia rysunek 1.

Proces przygotowania węgla do przetwarzania odbywa się w obecności nadmiaru wody zapewniającej uzyskanie wysokiego rozwinięcia powierzchni bez blokady gazowej. Takie przygotowanie powierzchni kontaktowej zapewnia wysoką skuteczność ekstrakcji części substancji węgla w stanie nadkrytycznym wody. Węgiel po zmieleniu (1) podawany jest w postaci zawiesiny do obiegu pod ciśnieniem wynoszącym ca 24 MPa. W reaktorze (2) następuje szybkie podgrzewanie zawiesiny z przekroczeniem temperatury krytycznej wody do temperatury końcowej ca 480°C, a następnie rozprężenie w hydrocyklonie (3) z efektem dynamicznego rozdzielenia substancji mineralnej i koksiku od ekstraktu (unoszonego parą wodną) na skutek gwałtownego zwiększenia jego prędkości liniowej przepływu. W procesie tym przewiduje się również rozdzielenie substancji mineralnej od koksiku. Ekstrakt jako paliwo uszlachetnione w postaci hydrozolu jest unoszony z parą kierowaną do wysokociśnieniowej wytwornicy pary (4), spełniającej jednocześnie funkcję kondensatora, w którym nastąpi skroplenie, oddzielenie ekstraktu i gazów oraz wstępna destylacja produktów ciekłych. Skropliny po ich uprzednim wykorzystaniu do podgrzewu regeneracyjnego wody zasilającej wytwornicę pary zawracane są do mieszacza (5) i do młyna węglowego (1). Wytworzona w wytwornicy para nasycona o ciśnieniu ca 14–18 MPa jest podgrzewana do temperatury 540°C i kierowana na turbinę parową do wytwarzania energii elektrycznej. Oddzielony w hydrocyklonie (3) koksik podawany jest do ciśnieniowej fluidalnej komory spalania dostarczającej ciepło do reaktora i



Rys. 1

przegrzewacza pary. Spaliny opuszczające kocioł kierowane są do turbiny gazowej napędzającej generator i sprężarkę powietrza zasilającego komorę spalania.

Proponowany układ technologiczny elektrowni zapewnia:

- otrzymanie 20-30% wagowo paliwa ciekłego i gazowego w odniesieniu do 100% wagowych węgla wsadowego (40-60 mln tqn przy szerokim zastosowaniu) oraz energii elektrycznej ze sprawnością około 42%;
- pełną ochronę środowiska naturalnego - spalanie paliwa niskopopiołowego i niskosiarkowego;
- pełne zbilansowanie zapotrzebowania w wodę - proces wykorzystuje wodę zawartą naturalnie w węglu,
- możliwość wprowadzenia nowych technologii wytwarzania energii elektrycznej (turbiny gazowe, MHD itd.), prowadzących do zwiększenia ogólnej sprawności przemiany energii chemicznej węgla w energię elektryczną do 50-60%,
- zapewnia możliwość budowy elektrowni opalanych bezpośrednio olejem lub gazem bez konieczności uciążliwego transportowania węgla w odległe części kraju,
- układ technologiczny nowego typu elektrowni (kombinatu) zapewnia możliwość bezpośredniej lokalizacji przy kopalni oraz wodny transport urobku,
- możliwość zastosowania taniego transportu rurowego bez obciążenia PKP.

Wysoka poprawa sprawności przemiany w zakresie produkcji energii elektrycznej przyczyni się do obniżenia globalnego zapotrzebowania na węgiel (o 10-15%) w porównaniu z dotychczasowym. Produkowane paliwo płynne uzdrowi równocześnie zaopatrzenie w energię i ochronę środowiska w zakresie gospodarki komunalnej i w przemyśle. Proponowane paliwo zastępcze może stanowić równocześnie doskonałą bazę dla procesów uszlachetniających w kierunku produkcji benzyny i innych produktów chemicznych. Nakłady inwestycyjne na budowę kombinatu przetwórczego o mocy elektrycznej wynoszącej 2000 MW będą jedynie o ca 30% wyższe od nakładów na równorzędną elektrownię o tej samej mocy.

Uwzględniając dodatkowy 20% wzrost nakładów w klasycznych elektrowniach węglowych na pełną ochronę środowiska oznacza to możliwość prawie pełnego pokrycia nakładów inwestycyjnych kombinatów ze środków przeznaczonych na budowę elektrowni.

4. Zakres prowadzonych prac badawczych

Badania nad ekstrakcją węgla wodą o parametrach nadkrytycznych prowadzone są w Politechnice Śląskiej w Gliwicach od 1978 roku. W wyniku przeprowadzonych prac eksperymentalnych zapewniających jedynie warunki ciśnienia i temperatury procesu rzeczywistego otrzymano potwierdzenie przyjętych założeń odnośnie możliwości uzyskania z węgla oleju ekstrakcyjnego

za pomocą ekstrakcji czystą wodą o parametrach nadkrytycznych. Na ogólną ilość około 32% produktów ekstrakcji otrzymano 13% produktów ciekłych oraz 19% gazu o wysokiej zawartości metanu. W chwili obecnej prowadzona jest budowa dużej instalacji doświadczalnej, umożliwiającej pełniejsze badanie warunków ekstrakcji i wymiany ciepła, a w szczególności określenie wpływu zjawisk hydrodynamicznych. Wyniki badań z instalacji zostaną wykorzystane w procesie projektowania instalacji pilotowej, obejmującej kompletny ciąg technologiczny elektrowni pracującej według proponowanej technologii.

LITERATURA

- [1] Grainger L.: Our future dependence on coal - *Chemistry and Industry* № 18, 1974.
- [2] Maddocks R.R., Gibson J.: Supercritical extraction of coal - *CEP* № 6, 1977.
- [3] Mc Collum et al.: United States Patent № 3, 983,027.
- [4] Ober J., Stankiewicz T.: Kombinowany proces konwersji węgla na produkty uszlachetnione z jednoczesnym wytwarzaniem energii elektrycznej - *Gospodarka Paliwami i Energią* № 10, 1982 (w druku).
- [5] Sprawozdanie: Badanie rozpoznawcze nad ekstrakcją węgla w stanach nadkrytycznych - *Politechnika Śląska, Gliwice* 1979.

Recenzent: doc. mgr inż. Ludwik Sobolewski

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

ПРОЦЕСС ПЕРЕРАБОТКИ УГЛЯ НА ОБЛАГОРАЖЕВАННОЕ ТОПЛИВО И ЭЛЕКТРИЧЕСКУЮ ЭНЕРГИЮ

Р е з ю м е

В статье представлена идея процесса переработки угля на газ и жидкое топливо с одновременным выработыванием электрической энергии. Представлено технологическую схему электростанции работающей по представленной идеи.

INTEGRATED METHOD OF COAL CONVERSION INTO UPGRADED FUELS AND ELECTRIC ENERGY

S u m m a r y

The paper presents a method of obtaining upgraded fuels and electric energy from coal. The drawing shows a scheme of an installation of a new type power plant where the proposed method may be practiced.

Andrzej PIECHOCKI

ELEKTRONICZNE URZĄDZENIE STEROWANIA SEKWENCYJNEGO O ELASTYCZNYM PROGRAMIE DZIAŁANIA

Streszczenie. W artykule porównano krajowe rozwiązania automatów sterowania sekwencyjnego stosowane w elektrowniach krajowych z urządzeniem opracowanym w Instytucie Elektroenergetyki i Sterowania Układów. Przedstawiono organizację i charakterystyki funkcjonalne podstawowych modułów zaprojektowanego automatu. Opisano przykład realizacji prostego algorytmu sterowania sekwencyjnego na prototypach wykonanych modułów.

1. Porównanie opracowanego w Instytucie Elektroenergetyki i Sterowania Układów urządzenia sterowania sekwencyjnego z dotychczas stosowanymi tego typu urządzeniami w kraju

Wprowadzenie do eksploatacji bloków energetycznych o coraz większej mocy pociąga za sobą konieczność zwiększania stopnia ich automatyzacji [1, 6]. Realizację algorytmów sterowania umożliwia automatyka sterowania sekwencyjnego. W dziedzinie sterowania sekwencyjnego w elektrowniach krajowych praktyczne zastosowanie znalazły: przekąźnikowe urządzenia sterowania sekwencyjnego PUSS oraz elektroniczny system MASTER.

Urządzenie PUSS charakteryzuje się dość dużą niezawodnością, lecz znaczne gabaryty, duży pobór mocy oraz brak możliwości ingerencji w logikę poważnie ograniczają jego zastosowanie w procesie sterowania sekwencyjnego nowych bloków [2, 3].

Modułowy system MASTER, wykonany w technice cyfrowych układów scalonych TTL, jest również systemem stałoprogramowym. Ze względu na brak elastyczności logiki, małą funkcjonalność, duży stopień komplikacji modułów zastosowanie go na poziomie sterowania zespołem lub grupą technologiczną staje się problematyczne [4]. Organizację systemu MASTER trudno uznać za optymalną skoro zastosowanie go na poziomie sterowania zespołem technologicznym bloku 500 MW wymagało zastosowania aż 78 szaf, w tym 36 szaf z pakietami elektroniki [6]. Często w czasie realizacji inwestycji istnieje konieczność wprowadzenia zmian w procesie technologicznym, co wymaga zmian w programie działania automatu sterowania sekwencyjnego (ASS). W systemie MASTER jest to bardzo kłopotliwe, ponieważ system ten jest sztywno programowany u wytwórcy. Poza tym system MASTER (jak i PUSS) nie zapewnia kontroli warunków kroków zrealizowanych. Obecnie w IASE prowadzi

się prace nad powiązaniem systemu MASTER z systemem CAMAC. Przy zastosowaniu procesora system MASTER-CAMAC umożliwi programową zmianę algorytmów sterowania [5].

W Instytucie Elektroenergetyki i Sterowania Układów od kilku lat prowadzi się prace nad budową stanowiska laboratoryjnego do badań symulacyjnych układu automatycznego rozruchu turbozespołu. W związku z zastrzeżeniem w stosunku do stosowanych dotychczas w elektrowniach krajowych rozwiązań automatów sterowania sekwencyjnego w Instytucie Elektroenergetyki i Sterowania Układów opracowano projekt i zbudowano prototypy zasadniczych modułów laboratoryjnego układu sterowania sekwencyjnego, który cechuje się dużą funkcjonalnością oraz prostotą budowy. W fazie projektowania położono duży nacisk na takie rozwiązania automatu, które zapewniałyby współpracę z maszyną analogową, cyfrową i umożliwiła w prosty sposób zmianę programu realizowanego przez automat. Badania laboratoryjne prototypu urządzenia potwierdziły jego zalety, interesujące również z punktu widzenia zastosowań przemysłowych. Poniżej przedstawiono krótką charakterystykę zaprojektowanego automatu.

2. Budowa urządzenia

Podstawową jednostką konstrukcyjną laboratoryjnego automatu sterowania sekwencyjnego jest moduł. W skład automatu wchodzi następujące moduły:

- czasu,
- operatora kroku,
- startu programu,
- kontroli warunków,
- pamięci,
- wyjść dwustanowych,
- wejść analogowych,
- obejścia.

Zespoły modułów o podobnym charakterze tworzą bloki funkcjonalne. Organizację zaprojektowanego automatu przedstawic o na rys. 1. Moduły zaprojektowano w technice układów scalonych TTL, a wszystkie użyte cyfrowe układy scalone i tranzystory są produkcji krajowej. Tranzystory pracują tylko w układach wzmacniaczy żarówkowych oraz w układach wzmacniaczy przełączników kontaktronowych. Przełączniki kontaktronowe użyto tylko tam, gdzie było to konieczne ze względu na separację sygnałów. Jako sygnał aktywny zmieniający stan elementów wykorzystano poziom napięcia 0V. Zabezpieczono się w ten sposób przed wydaniem błędnego rozkazu przy powstaniu przerwy w układzie sterującym.

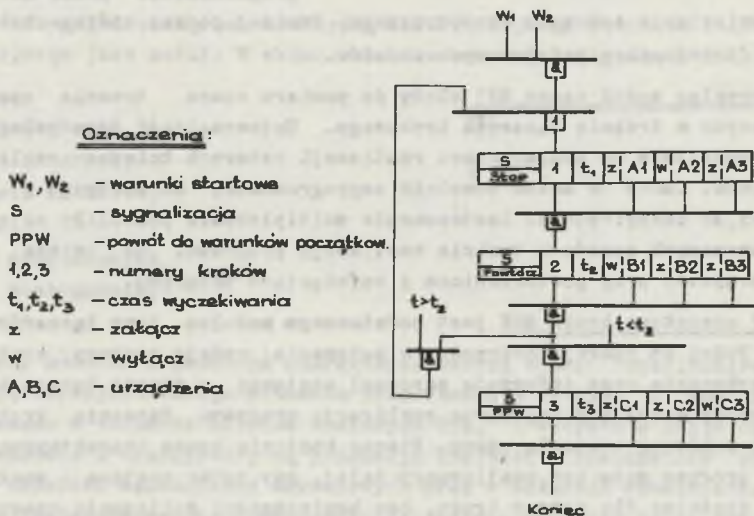
Wszystkie wejścia i wyjścia modułów wyprowadzone będą na tablicę krosową. Umożliwi to proste programowanie pracy automatu i stworzenie tzw.

którego spełnienie jest niezbędne ze względów bezpieczeństwa obsługiwanego urządzenia. Przy wyborze kontrolowanego warunku decydować mogą względy prawidłowej technologii sterowanego procesu. Kontrola warunku danego kroku zaczyna się w momencie zrealizowania kroku i trwa przez cały czas do zakończenia programu lub podprogramu. Niespełnienie warunku może spowodować następującą reakcję modułu: sygnalizację, zatrzymanie programu, jego powtórzenie lub zainicjowanie nowego programu.

Moduł obejścia MO realizuje funkcje związane z obejściem programu lub fragmentu programu. Umożliwia on także cofnięcie programu przy niespełnieniu określonego warunku.

3. Przykład realizacji algorytmu sterowania sekwencyjnego na laboratoryjnym urządzeniu sterowania sekwencyjnego

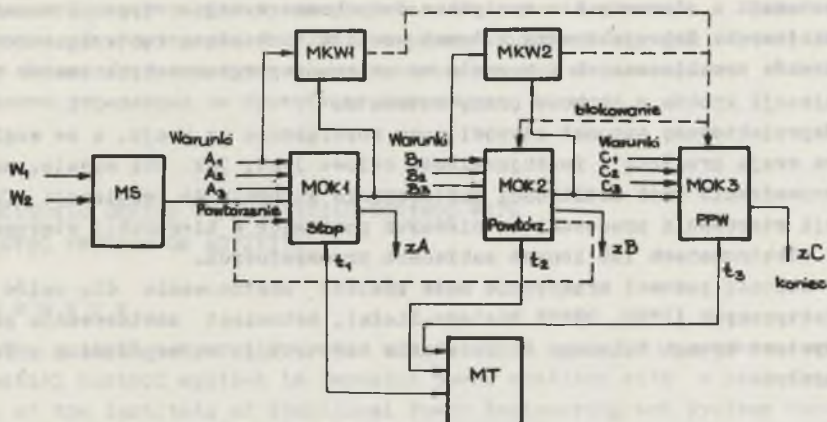
Celem sprawdzenia poprawności założeń i rozwiązania podstawowych modułów urządzenia zbudowano jego prototypową wersję, przeznaczoną do realizacji podstawowego programu uruchamiania procesu technologicznego wg algorytmu przedstawionego na rys. 2.



Rys. 2. Schemat algorytmiczny przykładowego programu sterowania sekwencyjnego

Algorytm składa się z trzech kroków z czynną kontrolą czasu. W kroku pierwszym sygnalizowane jest przekroczenie czasu granicznego; automat działa wówczas na zatrzymanie programu. Krok drugi, oprócz sygnalizowania przekroczenia czasu granicznego, działa na powtórzenie

programu. W kroku trzecim po przekroczeniu czasu granicznego automat realizujący program działa na powrót do warunków początkowych, czyli powoduje samoczynne przejście uruchamianego urządzenia na odstawianie. Rysunek 3 przedstawia realizację opisanego algorytmu w oparciu o zaprojektowane moduły. Praca automatu jest następująca: spełnienie warunków star-



Rys. 3. Uproszczony schemat realizacji przykładowego algorytmu sterowania

towych W_1 , W_2 powoduje zainicjowanie przez moduł MS pracy modułu MOK1. Moduł ten wydaje rozkaz załączenia urządzenia A_1 , A_3 , wyłączenia urządzenia A_2 i żąda kontroli czasu przez moduł MT. Po wykonaniu rozkazów moduł MOK1 inicjuje pracę modułu MOK2. Praca modułów MOK2 i MOK3 w przypadku spełnienia wszystkich warunków właściwych dla danego kroku jest analogiczna jak praca modułu MOK1. Różnica w działaniu poszczególnych modułów operatora kroku jest zauważalna dopiero po przekroczeniu czasu granicznego określonego dla danego kroku. Każdy moduł MOK, przypisany danemu krokowi, działa wówczas tak, jak to wynika ze schematu algorytmicznego opisywanego programu.

Bieżąca kontrola warunków kroków zrealizowanych rozwiązana jest następująco: sygnały inicjujące działanie modułów MOK2, MOK3 powodują odblokowanie modułów MKW1 i MKW2. Od chwili odblokowania odpowiedniego dla danego kroku modułu MKW moduł ten będzie kontrolował wybrany warunek swojego kroku. Dla modułu MKW1 będzie to warunek A_1 a dla modułu MKW2 warunek B_1 . Jeżeli warunek ten nie będzie spełniony w czasie, gdy cały program nie zostanie zrealizowany, moduł MKW wygeneruje sygnał blokujący ogniwa MOK. Stan ten zostanie zasygnalizowany. Wznowienie pracy automatu możliwe jest dopiero po skasowaniu sygnału blokującego ogniwa MOK.

4. Uwagi końcowe

1. Automat sekwencyjny zbudowany z zaprojektowanych modułów umożliwia realizację dowolnych, nawet najbardziej skomplikowanych algorytmów sterowania. Zapewniono tutaj możliwość obustronnego połączenia automatu sekwencyjnego z maszyną analogową, a w przyszłości z maszyną cyfrową.
2. Przy projektowaniu urządzenia wzięto pod uwagę rozszerzenie funkcji automatu o elementy nie spotykane dotychczas w tego typu automatach krajowych. Zaprojektowany automat umożliwia bieżącą kontrolę warunków kroków zrealizowanych i pozwala na zmianę zaprogramowanych czasów realizacji kroków w trakcie pracy automatu.
3. Zaprojektowany automat stanowi nowe rozwiązanie w kraju, a ze względu na swoją prostotę i funkcjonalność celowe jest, jak się wydaje, przeprowadzenie prób możliwości zastosowania automatu do realizacji funkcji sterowania procesami na niższych poziomach w hierarchii sterowania w elektrowniach lub innych zakładach przemysłowych.
4. W obecnej postaci urządzenie może znaleźć zastosowanie dla celów dydaktycznych (IESU, OWPTE Bielsko-Biała), natomiast zastosowanie przemysłowe wymaga dalszego dopracowania konstrukcji we współpracy z przemysłem.

LITERATURA

- [1] Rakowski J.: Automatyka ciepłych urządzeń siłowni. WNT Warszawa 1976.
- [2] Ciszewski R.: Układy i urządzenia sterowania sekwencyjnego w elektrowniach ciepłych z blokami dużej mocy. Przegląd Elektrotechniczny 5/76.
- [3] Projekt techniczny "Energoprojekt" Katowice - Przekaznikowe urządzenia sterowania sekwencyjnego PUS1. Katowice, luty 1972.
- [4] Adamowicz A., Federkiewicz K., Mikołajczyk Z.: Modułowy system automatycznego sterowania MASTER i jego zastosowanie w energetyce. Energetyka, czerwiec 1975.
- [5] Macalik A., Mikołajczyk Z.: Wybrane zagadnienia projektowania stała i swobodnie programowych systemów sterowania. Prace IASE, z. 33, Wrocław 1978.
- [6] Kołodziejczyk S.: Technika kierowania dużymi blokami energetycznymi. Prace IASE, z. 33, Wrocław 1978.

Recenzent: prof. dr. hab. inż. Ryszard Matla

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

ЭЛЕКТРОННОЕ УСТРОЙСТВО ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОГО УПРАВЛЕНИЯ С ЭЛАСТИЧНОЙ ПРОГРАММОЙ ДЕЙСТВИЯ

Р е з ю м е

В статье сравниваются отечественные решения автоматов последовательного управления, применяемые в отечественных электростанциях, с аппаратом разработанным Институтом Электроэнергетики и Управления Системами. Представлена организация и функциональные характеристики основных моделей спроектированного автомата. Описывается пример реализации простого алгоритма последовательного управления на прототипах выполненных моделей.

ELECTRONIC DEVICE OF SEQUENTIAL CONTROL WITH ELASTIC PROGRAM OF ACTIVITY

S u m m a r y

The article compares domestic solutions of automatic machines of sequential control applied in domestic power stations with a device worked out at the Institute of Electrical Power Engineering and Systems Control. The paper presents the organization and functional characteristic of basic modules of the designed automatic machine. An example of realization of simple algorithm of sequential control on the prototypes of the performed modules is described.

Zygmunt PILCH

USPRAWNIENIE DZIAŁANIA AUTOMATYKI SCO W ZAKŁADACH PRZEMYSŁOWYCH Z WŁASNĄ ELEKTROCIĘPŁOWNIĄ

Streszczenie. W artykule omówiono możliwość poprawy działania automatyki SCO w systemach elektroenergetycznych zakładów przemysłowych posiadających własną elektrociepłownię dla przypadków utraty zasilania z zewnętrznego systemu elektroenergetycznego. Zaproponowano zastosowanie kryterium df/dt dla usprawnienia działania tej automatyki.

1. Wprowadzenie

Automatyka samoczynnego częstotliwościowego odciążenia (SCO) stosowana jest dla odbiorów w systemach elektroenergetycznych (SE) dla ograniczenia występujących w nich deficytów mocy czynnej. Zmiany częstotliwości wymuszone przez deficyt mocy czynnej w całym, integralnie połączonym SE, zachodzą stosunkowo wolno i są wystarczające kryterium deficytu mocy czynnej, dla działania automatyki SCO, przyjmowane są bezwzględne wartości częstotliwości oraz zwłoki czasowe działania [1, 4].

W skład SE wchodzi zakład przemysłowy z własnymi elektrociepłowniami (EC), w których zdarzają się zakłócenia polegające na utracie zasilania zewnętrznego. W takim przypadku odbiory zakładu zasilane będą wyłącznie z EC, a bilans mocy czynnej z reguły zostanie zachwiany. W tych warunkach zmiany częstotliwości mogą zachodzić szybciej i sam pomiar wartości częstotliwości może być niemiernodajny dla sprawnego działania automatyki SCO, której działanie ma zapewnić zbilansowanie mocy w wyizolowanym SE i utrzymanie zasilania w energię elektryczną dla najważniejszych odbiorów w zakładzie przemysłowym.

2. Dynamika zmian częstotliwości

Jako charakterystykę częstotliwościową dynamiczną SE przyjmuje się zależność częstotliwości od czasu, przy braku zrównoważenia między mocą czynną wytwarzaną i odbieraną z tego SE.

Najbardziej niekorzystne warunki zachwiania bilansu mocy czynnej mogą wystąpić w przypadkach odciążenia pewnej części SE (np. zakładu przemysłowego z własną EC) od zewnętrznego systemu zasilania. Nie wnikając w przy-

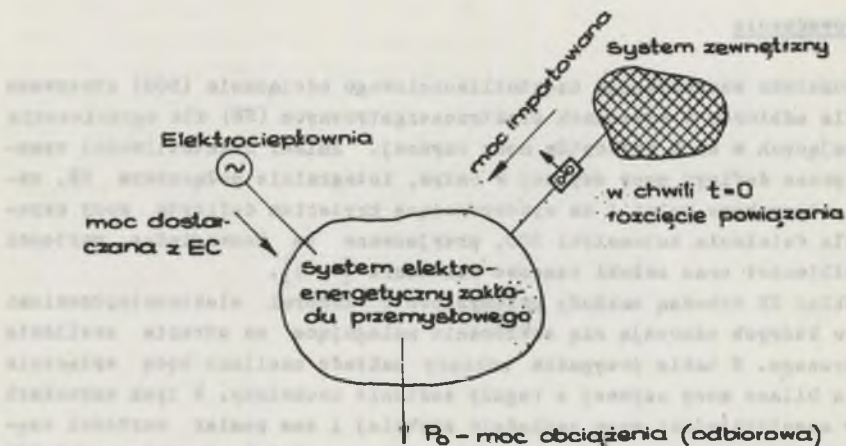
czyny tego rozłączenia, do rozważań można przyjąć warunki wyjściowe zobrażowane na rys. 1. W chwili $t=0$ zostaje przerwany import mocy czynnej z zewnętrznego SE, a ponadto prawie natychmiast zostaje wykorzystana rezerwa wirująca EC. Jeśli rezerwa ta nie pokryje w pełni deficytu mocy uprzednio importowanej, pozostały deficyt ΔP może być pokryty jedynie kosztem energii kinetycznej wirujących mas turbozespołów i silników w wyizolowanym SE, co można wyrazić równaniem:

$$\Delta P dt = -d \sum_{i=1}^n \frac{I_i \omega_i^2}{2}, \quad (1)$$

gdzie:

I_i - moment bezwładności i -tej maszyny wirującej,

ω_i - prędkość kątowna i -tej maszyny.



Rys. 1. Warunki wyjściowe przyjęte do rozważań dynamiki zmian częstotliwości w wyizolowanym SE zakładu przemysłowego

W rozważaniach praktycznych dogodniej jest posługiwać się pojęciem mechanicznej stałej czasowej maszyny T_m lub stałą bezwładności H zamiast pojęciem momentu bezwładności.

Stała czasowa T_m definiowana jest jako czas potrzebny do nadania maszynie znamionowej prędkości obrotowej pod warunkiem przyłożenia do tej maszyny momentu mechanicznego równego momentowi znamionowemu, czyli:

$$T_{mi} = I_i \frac{\omega_{ni}^2}{p_{ni}} = \frac{2 A_{ki}}{p_{ni}} = 2 H_i, \quad (2)$$

gdzie:

P_{ni} - moc znamionowa i-tej maszyny,

$A_{ki} = \frac{1}{2} I_i \omega_{ni}^2$ - energia kinetyczna i-tej maszyny.

Typowe wartości stałych bezwładności dla turbozespołów w elektrociepłowniach wynoszą (3÷7)s [2].

Po zastąpieniu we wzorze (1) momentów bezwładności stałymi czasowymi lub stałymi bezwładności zgodnie z zależnością (1) otrzymamy wyrażenie:

$$\Delta P = - \frac{d}{dt} \sum_{i=1}^n \frac{1}{2} T_{mi} P_{ni} \left(\frac{\omega}{\omega_n} \right)^2 = - \frac{d}{dt} \sum_{i=1}^n H_i P_{ni} \left(\frac{\omega}{\omega_n} \right)^2 \quad (3)$$

Jeżeli w zależności (3) stosunek pulsacji ω/ω_n zastąpić stosunkiem częstotliwości f/f_0 (po przyjęciu, że $\omega_0 = \omega_n$), to po wykonaniu różniczkowania otrzymujemy równanie:

$$\frac{df}{dt} = - \frac{\Delta P f_n^2}{f \sum_{i=1}^n T_{mi} P_{ni}} \quad (4)$$

Wprowadzając pojęcie mechanicznej stałej czasowej systemu elektroenergetycznego

$$T_s = \frac{\sum_{i=1}^n T_{mi} P_{ni}}{P_0} = 2 H_s, \quad (5)$$

gdzie: P_0 - suma mocy pobieranej z wyizolowanego SE, otrzymamy:

$$\frac{df}{dt} = - \frac{f_n^2}{f T_s} \cdot \frac{\Delta P}{P_0} \quad (6)$$

Uwzględniając fakt, że w SE pracują z reguły odbiory silnikowe, należy liczyć się z tym [2], że mechaniczne stałe czasowe wyizolowanych SE będą większe od stałej mechanicznej turbozespołów EC, $T_s = (1,5 \div 1,8) T_{MG}$.

W pierwszej chwili po wystąpieniu deficytu spełnione są równości $f = f_n$ i $\Delta P = \Delta P_0$, stąd zależność (6), określająca szybkość zmiany częstotliwości, przyjmie postać:

$$\frac{df}{dt} = - \frac{f_n}{T_s} \cdot \frac{\Delta P_0}{P_0}, \quad (7)$$

gdzie:

$\Delta P_0/P_0$ - względny początkowy deficyt mocy w wyisolowanym SE.

Biorąc pod uwagę zarówno zależności zmiany mocy pobieranej, jak i wytwarzanej od częstotliwości [1], wartość mocy deficytowej również będzie zależała od częstotliwości (rys. 2), przy czym będzie ona maleć ze zmniejszaniem się częstotliwości zgodnie z zależnością:

$$\Delta P = \Delta P_0 - \frac{f_0 - f}{f_0} P_0 k, \quad (8)$$

gdzie:

$\Delta P_0, \Delta P$ - deficyty mocy odpowiadające odpowiednio częstotliwości $f_0 = f_n$ i f ,

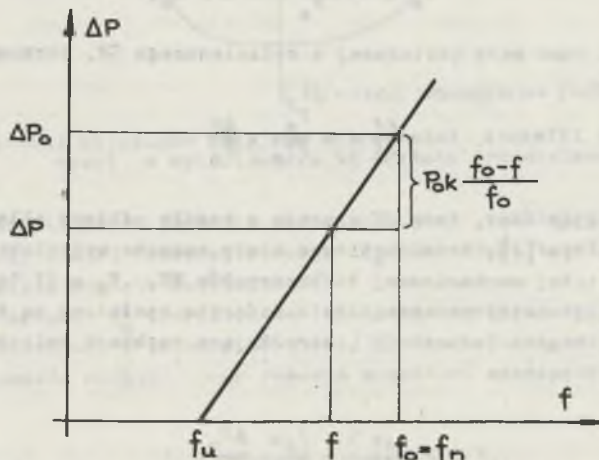
k - współczynnik częstotliwościowej charakterystyki wyisolowanej części SE.

Ze wzoru (8) wynika, że teoretycznie przy pewnej częstotliwości tzw. ustalonej $f = f_u$, deficyt ΔP zmaleje do zera, czyli częstotliwość ta będzie równa:

$$f_u = f_0 \left(1 - \frac{\Delta P_0}{k P_0}\right), \quad (9)$$

a zależność (8), opisująca deficyt mocy wywołujący zmianę częstotliwości, przybierze postać:

$$\Delta P = k P_0 \frac{f - f_u}{f_0} \quad (10)$$



Rys. 2. Zależność deficytu mocy ΔP od częstotliwości

Korzystając z relacji (6) po wprowadzeniu (10) otrzymujemy:

$$dt = -T_f \frac{f df}{f_n(f-f_u)} \quad (11)$$

gdzie:

$T_f = T_n/k$ - tzw. częstotliwościowa stała czasowa SE, która z reguły jest mniejsza od T_n , ponieważ $k > 1$ [1].

Po scałkowaniu równania (11) otrzymujemy:

$$t = -\frac{T_f}{f_n} (f - f_u + f_u \ln \frac{f-f_u}{f_n-f_u}) \quad (12)$$

Przy pewnych niesnacznym uproszczeniach, słusznych dla zakresu zmian f do 45 Hz, zależność (12) można zapisać:

$$t = -T_f \ln \frac{f-f_u}{f_n-f_u} \quad (13)$$

Bardziej interesująca jest zależność odwrotna, tzn. funkcja zmian częstotliwości w czasie, która na podstawie wzoru (13) ma postać:

$$f = f_u + (f_n - f_u) \exp(-t/T_f) \quad (14)$$

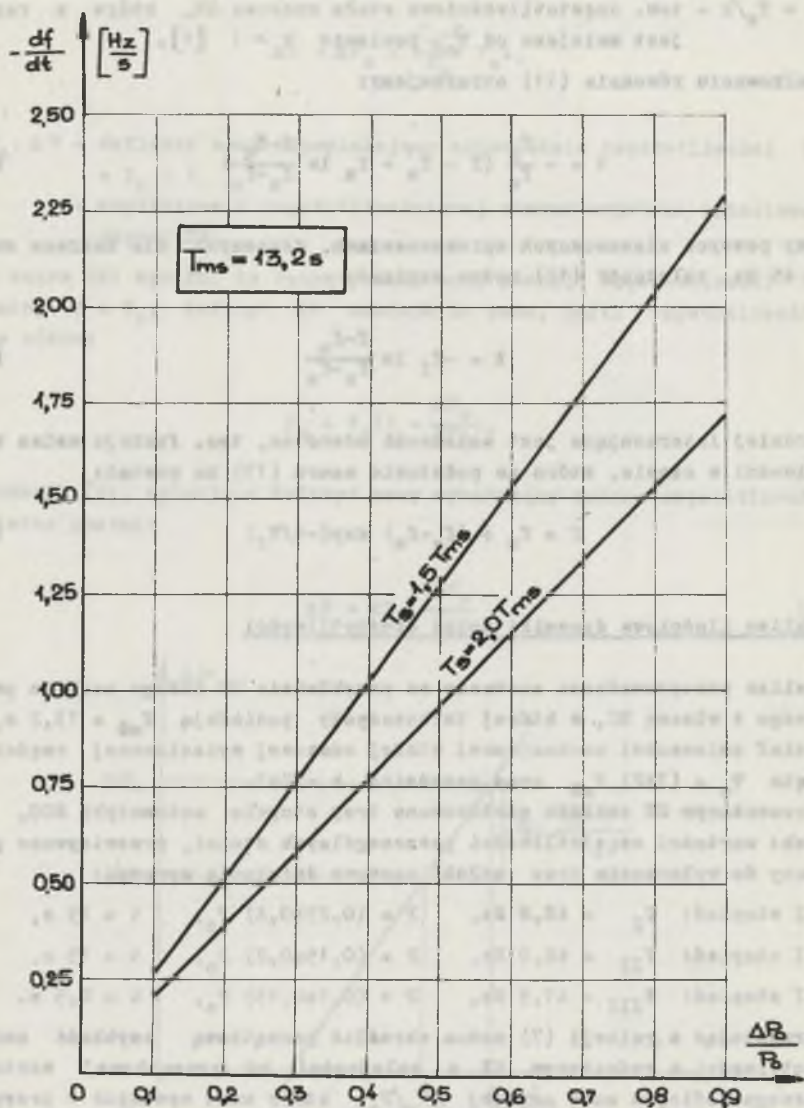
3. Analiza ilościowa dynamiki zmian częstotliwości

Analiza przeprowadzona zostanie na przykładzie SE dużego zakładu przemysłowego z własną EC, w której turbosespoły posiadają $T_{MG} = 13,2$ s, a przedsiębiorstwa sieniowności mechanicznej stałej czasowej wyizolowanej części SE przyjęto $T_n = (1\pm 2) T_{MG}$ oraz przedsiębiorstwa $k = 2\pm 3$.

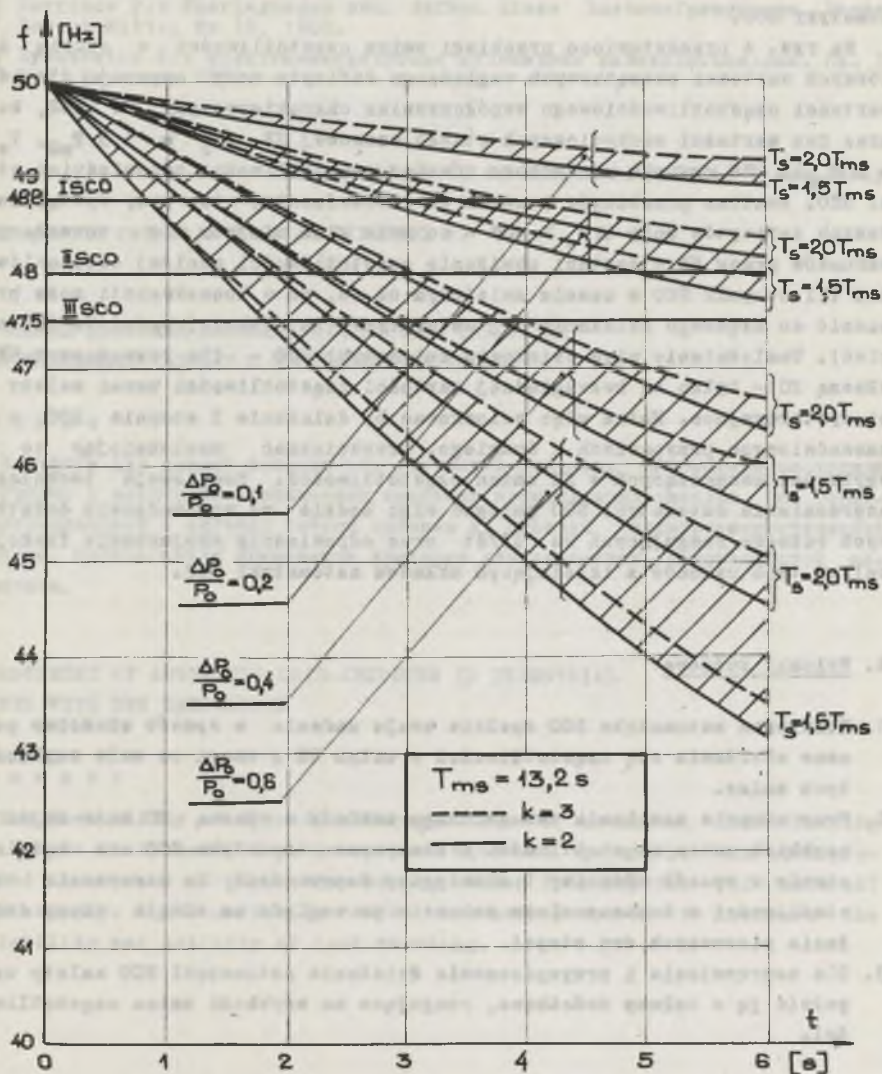
W rozważanym SE zakładu zastosowano trzy stopnie automatyki SC0, dla których: wartości częstotliwości poszczególnych stopni, przewidywane porcje mocy do wyłączenia oraz zwłoki czasowe działania wynoszą:

I stopień:	$f_I = 48,8$ Hz,	$P = (0,25\pm 0,4) P_0$,	$t = 15$ s,
II stopień:	$f_{II} = 48,0$ Hz,	$P = (0,15\pm 0,2) P_0$,	$t = 15$ s,
III stopień:	$f_{III} = 47,5$ Hz,	$P = (0,1\pm 0,15) P_0$,	$t = 0,5$ s.

Korzystając z relacji (7) można określić początkową szybkość zmiany częstotliwości w rozważanym SE w zależności od początkowej wartości względnego deficytu mocy czynnej $\Delta P_0/P_0$, który może wystąpić w przypadku odciążenia tego SE od zewnętrznego systemu zasilania. Na rys. 3 podano odpowiednie charakterystyki obrazujące szybkość zmiany częstotliwości dla dwóch wartości T_n . Z przebiegu tych charakterystyk można wysnuć wniosek,



Rys. 3. Szybkość zmian częstotliwości w funkcji względnego deficytu mocy $\Delta P_0/P_0$



Rys. 4. Przebieg zmian częstotliwości w czasie w zależności od powstałego deficytu mocy czynnej $\Delta P_0/P_0$

że szybkość zmiany częstotliwości informuje nas w pewnym sensie o wartości powstałego deficytu mocy czynnej. Mierząc wartość szybkości tej zmiany można w krótkim czasie określić wielkość powstałego deficytu, a tym samym wytypować, jaką porcję mocy odbiorowej należy wyłączyć, by ograniczyć lub sniwelować proces obniżania częstotliwości. Informację powyższą można wykorzystać dla usprawnienia pracy klasycznej wielostopniowej automatyki SCO.

Na rys. 4 przedstawiono przebiegi zmian częstotliwości w czasie dla różnych wartości początkowych względnego deficytu mocy czynnej dla dwu wartości częstotliwościowego współczynnika charakterystyki SE ($k=2$, $k=3$) oraz dwu wartości mechanicznych stałej czasowej SE ($T_s = 1,5 T_{mg}$, $T_s = 2 T_{mg}$). Na rysunku zaznaczono również częstotliwości odpowiednich stopni SCO. Analiza przebiegów pozwala na stwierdzenie, że przy wystąpieniu dużych deficytów mocy $\Delta P_0 > 40\%$ - co może mieć miejsce dla rozważanych warunków pracy SE - nastąpi obniżenie częstotliwości poniżej częstotliwości III stopnia SCO w czasie mniejszym od 4s, co w konsekwencji może prowadzić do błędnego działania tej automatyki (najszybciej zadziała III stopień). Usależnienie więc działania automatyki SCO - dla rozważanych SE z własną EC - tylko od bezwzględnej wartości częstotliwości usnać należy za niewystarczające. Można więc wnioskować by działanie I stopnia SCO, a w uzasadnionych przypadkach i drugiego, przyspieszać usależniając to od szybkości zachodzących w SE zmian częstotliwości. Realizacja techniczna usprawnienia automatyki SCO polegać więc będzie na wprowadzeniu dodatkowych członów reagujących na df/dt oraz odpowiednim skojarzeniu funkcjonalnym tych członów z istniejącym układem automatyki SCO.

4. Wnioski końcowe

1. Klasyczna automatyka SCO spełnia swoje zadania w sposób właściwy podczas obniżania się częstotliwości w całym SE z uwagi na małe szybkości tych zmian.
2. Przy utracie zasilania zewnętrznego zakładu z własną EC może dojść do szybkich zmian częstotliwości i klasyczna automatyka SCO nie będzie w stanie w sposób właściwy i elastyczny doprowadzić do utrzymania częstotliwości w dopuszczalnym zakresie ze względu na długie czasy działania pierwszych dwu stopni.
3. Dla usprawnienia i przyspieszenia działania automatyki SCO należy usupchnić ją o człony dodatkowe, reagujące na szybkość zmian częstotliwości.

LITERATURA

- [1] Jasicki Z. i inni: Praca układów elektroenergetycznych. WNT, Warszawa 1965.
- [2] Jasicki Z.: Zjawiska niestabilne w układach elektroenergetycznych. WNT, Warszawa 1969.
- [3] Harrison P.: Überlegungen zum Aufbau eines Lastwurfprogramms. Brown Boveri Mitt., Nr 10, 1980.
- [4] Żydanowicz J.: Elektroenergetyczna automatyka zabezpieczeniowa. Cz. I WNT, Warszawa 1979.

Recenzent: prof. dr hab. inż. Andrzej Wiszniewski

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

УЛУЧШЕНИЕ ДЕЙСТВИЯ АВТОМАТИКИ ЧАСТОТНОЙ РАЗГРУЗКИ
В ПРОМЫШЛЕННЫХ ЗАВОДАХ С ТЕПЛОЭЛЕКТРОСТАНЦИЕЙ

Р е з ю м е

В статье дан анализ возможности улучшения действия автоматики частотной разгрузки в электроэнергетических системах промышленных заводов с теплоэлектростанцией в случаях потери питания из внешней электроэнергетической системы. Предлагается применение критерия для улучшения действия этой автоматики.

IMPROVEMENT OF AUTOMATIC LOAD-SHEDDING IN INDUSTRIAL
PLANTS WITH OWN GENERATION

S u m m a r y

The possibility of operational improvement of automatic load-shedding facilities in industrial power systems with own generation has been presented as a means of protection during sudden interruption of external power supply. A new criterion df/dt has been proposed to increase the reliability and activity of load shedding.

Edmund PIĘTKA

REZYSTYWNOSC METALI W NISKICH TEMPERATURACH

Streszczenie. Przedstawiono sposób obliczania rezystywności metali w niskich temperaturach oraz wyniki badań wpływu naprężeń mechanicznych w aluminium na zmiany jego rezystywności.

1. Wprowadzenie

Złożone zagadnienia teorii transportu w ośrodkach jednorodnych nie pozwalają w ramach artykułu na omówienie różnych jakościowo zjawisk określających rezystywność w niskich temperaturach. Podjęto więc jedynie próbę omówienia niektórych zagadnień mających jednak istotny wpływ na temperaturowe zmiany rezystywności w zakresie niezbędnym dla rozważań nad zachowaniem się metali w temperaturze ciekłego azotu.

Większość czystych pierwiastków metalicznych wykazuje w temperaturze pokojowej (295 K) rezystywność w przybliżeniu proporcjonalną do temperatury absolutnej. W temperaturach bardzo niskich (4...20 K) rezystywność ustala się, a jej wartość swana jest rezystywnością szczątkową. Rezystywność szczątkowa metali ρ_0 jest następstwem defektów sieci krystalicznej oraz wtrąceń domieszkowych obcych pierwiastków i praktycznie nie zależy od temperatury. Wyjątek stanowią metale nadprzewodzące oraz ich stopy, których rezystywność zanika poniżej określonej temperatury krytycznej.

Zależność rezystywności od temperatury tłumaczy się w ujęciu mikroskopowym mechanizmem zakłócenia przepływu elektronów w wyniku termicznych drgań sieci krystalicznej. Drgania te przekazywane elektronom w postaci kwantów energii, swanych fononami, powodują zakłócenia ich uporządkowanego ruchu. Rezystywność metalu, jako efekt zakłócenia ruchu elektronów, można określić w oparciu o podstawowe parametry fizyczne [1] klasycznym wzorem:

$$\rho = \frac{mv}{le^2N}, \quad (1)$$

w którym: m , v , l , e , N - odnoszą się do elektronów i oznaczają odpowiednio: masę, średnią prędkość, średnią drogę swobodną, ładunek, koncentrację.

Masa i ładunek elektronów jest wielkością stałą, a prędkość i koncentracja praktycznie nie zależą od temperatury [1]. Zmiany rezystywności metali określa więc średnia droga swobodna elektronów.

2. Temperaturowe zmiany rezystywności metalu

Rezystywność czystych metali powodowana jest rozproszeniem elektronów przez termiczne drgania sieci krystalicznej. Amplituda i częstość tych drgań, zależne od temperatury, oddziaływając w postaci kwantów energii (fonów) na elektrony, powodują ich rozproszenie. Rozproszenie to, jako funkcyjna zależność temperatury oraz budowa struktury elektronowej metalu, określają średnią drogę swobodną elektronów i temperaturowe zmiany rezystywności.

Analityczne określenie rezystywności metalu, w zależności od temperatury, wymaga określenia energii fononów, powodujących zakłócenia przepływu elektronów. Energię tę określa temperatura Debye'a, dla której energia termiczna substancji, określona tsw. czynnikiem Boltzmanna $k \Theta_D$, jest równa energii fononu. Temperatura Debye'a charakterystyczna dla danego metalu, określona jest równaniem [3]:

$$\Theta_D = \frac{hc}{2k} \left(6\pi^2 \frac{N}{V} \right)^{1/3}, \quad (2)$$

w którym:

- h - stała Plancka,
- k - stała Boltzmanna,
- c - uśredniona prędkość dźwięku w kryształach,
- N/V - liczba atomów na jednostkę objętości.

Jej wartość (100...1000 K), określana zazwyczaj doświadczalnie [2, 3], charakteryzuje stopień wzbudzenia drgań sieci krystalicznej w dowolnej temperaturze, określając tym samym prawdopodobieństwo rozproszenia elektron-fonon.

Analiza kwantowo-mechaniczna rozproszenia elektronów przez drgania cieplne idealnej sieci krystalicznej, przeprowadzona na jednoelektronowym modelu Blocha, pozwoliła określić rezystywność idealną wynikającą z oddziaływania elektron-fonon [1]:

$$\rho_1(T) = \frac{kT^5}{N e_D^6} \int_0^{\Theta_D/T} \frac{x^5 dx}{(e^x - 1)(1 - e^{-x})}, \quad (3)$$

przy czym:

- M - masa atomowa metalu,
- K - stała charakterystyczna metalu,
- Θ_D - temperatura Debye'a.

Dane doświadczalne [1, 3] potwierdzają zależność (3) dla metali alkalicznych, których budowa elektronowa jest najbardziej zbliżona do modelu Blocha. Dla metali wielowartościowych stwierdzono pewne odstępstwa od tej zależności. Występujące różnice są konsekwencją założeń upraszczających, niezbędnych wobec złożoności zjawisk kwantowych przewodnictwa.

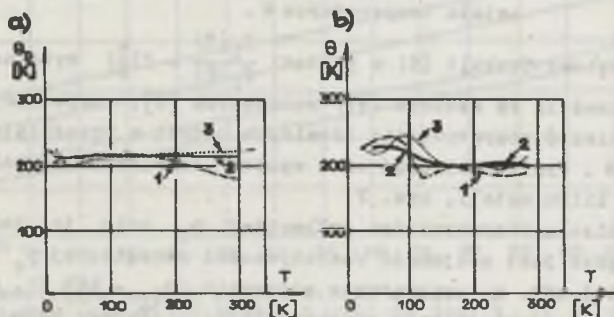
Dokładność obliczeń rezystywności idealnych można znacznie zwiększyć poprzez wprowadzenie w równaniu (3) korekty polegającej na zastąpieniu temperatury Debye'a Θ_D temperaturą Θ , charakterystyczną dla badanego modelu [1, 4]. Temperatura ta jest zdefiniowana ilorazem rezystywności idealnych w wysokich ($T_w > 0,5 \Theta_D$) i niskich ($T_n < 0,1 \Theta_D$) temperaturach [1]:

$$\Theta = T_n \left[497,6 \cdot \frac{T_n}{T_w} \cdot \frac{\rho_{1n}}{\rho_{1w}} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (4)$$

przy czym:

ρ_{1n}, ρ_{1w} - rezystywności idealne w temperaturach T_n i T_w .

Metody wyznaczania temperatury Debye'a Θ_D i temperatury charakterystycznej Θ nie prowadzą do identycznych wyników. Badania eksperymentalne wykazały zależność obu tych parametrów od temperatury [3]. Zależność tę na przykładzie srebra zilustrowano na rys. 1.



Rys. 1. a) Temperatura Debye'a Θ_D i b) Temperatura charakterystyczna Θ dla srebra

Cyfry przy krzywych odnoszą się do różnych metod określania Θ_D i Θ na drodze doświadczalnej [4]

Parametry Θ_D i Θ jako funkcje temperatury mają do siebie sblizony kształt (rys. 1), ale temperatura charakterystyczna Θ zmienia się na ogół w znacznie szerszym niż temperatura Debye'a Θ_D zakresie. Dla aluminium np. temperatury Θ i Θ_D , ustalone doświadczalnie przez różnych autorów [1, 3, 4, 5], mieszczą się w przedziale wartości 385...426 K, z którego do obliczeń rezystywności najczęściej przyjmowana jest temperatura $\Theta = 395$ K.

Dla dokładniejszego określenia rezystywności idealnej metalu proponuje się uwzględnienie zmienności temperatury charakterystycznej w równaniu (3). Trafność takiego postępowania potwierdzają badania własne [6], przeprowadzone na przewodnikach aluminiowych o różnych stopniach czystości metalu. Dały one wyniki rezystywności zgodne (1...2%) z doświadczeniem w przedziale temperatury $\Theta > T \geq 0,2\Theta$.

Postać równania (3) jest niewygodna do obliczeń rezystywności idealnych. Wymaga znajomości stałej charakterystycznej K , określającej intensywność oddziaływania elektronów z drganiami sieci krystalicznej, w zależności od budowy struktury elektronowej metalu. Rezystywność idealną wygodnie jest obliczać w oparciu o zmodyfikowane równanie (3), uzależniające zredukowaną rezystywność $\rho_{iT}/\rho_{i\Theta}$ od zredukowanej temperatury T/Θ :

$$\frac{\rho_i(T)}{\rho_i(\Theta)} = \frac{\rho_i(T)}{\rho_i(\Theta)} \cdot \frac{\rho_i(T_0)}{\rho_i(T_0)}, \quad (5)$$

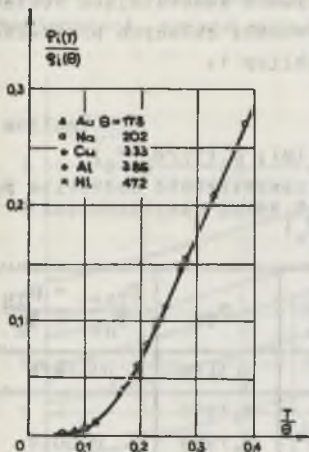
przy czym:

- $\rho_i(T_0)$, $\rho_i(T)$ - rezystywności idealne w temperaturach T_0 i T ,
- $\rho_i(\Theta)$ - rezystywność idealna w charakterystycznej dla badanego metalu temperaturze Θ .

Wartości liczbowe funkcji (5) w postaci $\frac{\rho_i(T)}{\rho_i(\Theta)} = f\left(\frac{T}{\Theta}\right)$ wyliczono numerycznie z dokładnością do sześciu cyfr znaczących [6], zapewniając dużą dokładność obliczeń rezystywności idealnych metali w przedziale temperatury $\Theta \geq T \geq 0,1\Theta$. Wyniki obliczeń oraz wyniki doświadczalne zilustrowano na przykładzie kilku metali, rys. 2.

Dla określenia rezystywności całkowitej ρ_T oraz jej temperaturowych zmian niezbędna jest znajomość rezystywności szczątkowej ρ_0 i rezystywności całkowitej, np. w temperaturze otoczenia ($\rho_T = 293$ K). Wartości ρ_0 i ρ_{T_0} wyznacza się empirycznie w temperaturze ciężkiego helu ($T = 4,2$ K) i w temperaturze otoczenia. Zależność między nimi określa doświadczalnie sprawdzona reguła Matthiessena [7], w myśl której rezystywność całkowita metalu jest sumą rezystywności:

$$\rho_T = \rho_i(T) + \rho_0 \quad (6)$$



Rys. 2. Rezystywność zredukowana $\rho_i(T)/\rho_i(\Theta)$ jako funkcja temperatury zredukowanej T/Θ oraz wartości ustalone doświadczalnie dla różnych metali [1, 6]

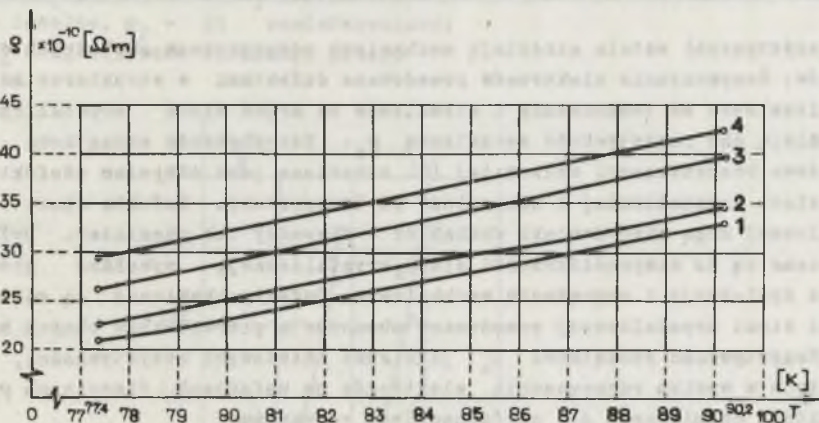
Uwzględniając równania (5) i (6) otrzymuje się zależność określającą rezystywność całkowitą metalu:

$$\rho_T = \frac{\rho_i(T)}{\rho_i(\Theta)} \cdot \frac{\rho_i(\Theta)}{\rho_i(T_0)} \rho_i(T_0) + \rho_0 \quad (7)$$

przy czym:

- $\frac{\rho_i(T)}{\rho_i(\Theta)}$; $\frac{\rho_i(\Theta)}{\rho_i(T_0)}$ - rezystywności zredukowane jako funkcje zredukowanej temperatury $\frac{T}{\Theta}$,
- $\rho_i(T_0)$ - rezystywność idealna w temperaturze otoczenia ($\rho_{iT_0} = \rho_{T_0} - \rho_0$),
- ρ_0 - rezystywność szcztatkowa.

Możliwość eksperymentalnego sprawdzenia obliczonych rezystywności pozwala korygować ewentualne rozbieżności wyni-



Rys. 3. Temperaturowe zmiany rezystywności aluminium dla różnych stopni czystości metalu: 1 - AL 99,9999; 2 - AL 99,999; 3 - AL 99,9; 4 - AL 99

ków poprzez dobór odpowiedniej temperatury charakterystycznej w równaniu (7). Na rys. 3 pokazano wyniki obliczeń rezystywności przewodników aluminiowych w przedziale temperatury 77,4...90,2 K. Rezystywności w temperaturze ciekłego azotu (77,4 K) i tlenu (90,2 K) określono również na drodze dokładnych pomiarów. Korygując na podstawie rozbieżności wyników tem-

peraturę charakterystyczną w równaniu (7), otrzymano zadowalająco dokładne (-1%) wartości temperaturowych zmian rezystywności badanych przewodników. Charakterystyczne wyniki zamieszczono w tabelicy 1.

Tabelica 1

Rezystywności zredukowane $\rho_i(T)/\rho_i(\theta)$; $\rho_i(T)/\rho_i(T_0)$
jako funkcje zredukowanej temperatury θ/T i rezystywność całkowita ρ_T
aluminium (AL 99,9999) oraz współczynnik zmian rezystywności
 $(\rho_{T_{n+1}} - \rho_{T_n}) / (T_{n+1} - T_n)$

T_n	$\frac{\theta}{T_n}$	$\frac{\rho_{iT_n}}{\rho_{i\theta}}$	$\frac{\rho_{iT_n}}{\rho_{iT_0}} = \frac{\rho_{iT_n}}{\rho_{i\theta}} \cdot \frac{\rho_{i\theta}}{\rho_{iT_0}}$	ρ_{T_n}	$\frac{\rho_{T_{n+1}} - \rho_{T_n}}{T_{n+1} - T_n}$
K	-	-	-	$\mu \Omega \text{cm}$	$\mu \Omega \text{cm/K}$
75,00	5,6400	0,0471361	0,0720885	0,1910	-
75,50	5,6026	0,0481094	0,0737771	0,1949	0,0039
76,00	5,5657	0,0491568	0,0751790	0,1992	0,0043
76,50	5,5294	0,0501937	0,0767647	0,2033	0,0041
77,00	5,4935	0,0512283	0,0783472	0,2075	0,0042
77,35	5,4686	0,0519749	0,0794890	0,2106	0,0030

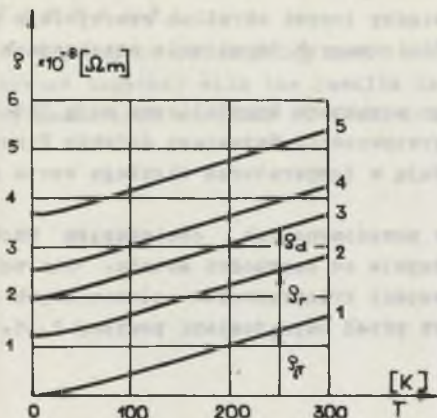
3. Zależność rezystywności metalu od defektów fizycznych i zanieczyszczeń

Rezystywność metalu określają mechanizmy rozproszenia swobodnych elektronów. Rozproszenia elektronów powodowane defektami w strukturze metalu są niezależne od temperatury i niezależne od drgań sieci krystalicznej. Określają one rezystywność szcztątkową ρ_0 . Rezystywność szcztątkowa jako składowa rezystywności całkowitej (6) określona jest stopniem zdefektowania sieci krystalicznej i nie zależy od temperatury. Defekty sieci krystalicznej mogą mieć dwójaki charakter - fizyczny lub chemiczny. Defekty fizyczne są to nieprawidłowości sieci krystalicznej, wywołane głównie przez dyslokacje i naprężenia mechaniczne. Defekty chemiczne są zaburzeniami sieci krystalicznej powodowane obecnością pierwiastków obcych metali. Rezystywność szcztątkowa ρ_0 jako suma składowych rezystywności, powstałych w wyniku rozproszenia elektronów na defektach fizycznych ρ_d i defektach chemicznych ρ_r , określona jest równaniem:

$$\rho_0 = \rho_d + \rho_r \quad (8)$$

Zależność rezystywności całkowitej od defektów chemicznych i fizycznych zilustrowano na przykładzie miedzi, rys. 4. W praktyce czystość i doskonałość kryształów metalu często określa się przez podanie stosunku jego rezystywności w temperaturach otoczenia i ciekłego helu $\rho_{293}/\rho_{4,2}$.

Dla wysoko czystych metali stosunek ten, wyrażający temperaturową zmianę rezystywności, osiąga wartości rzędu kilku tysięcy [8].

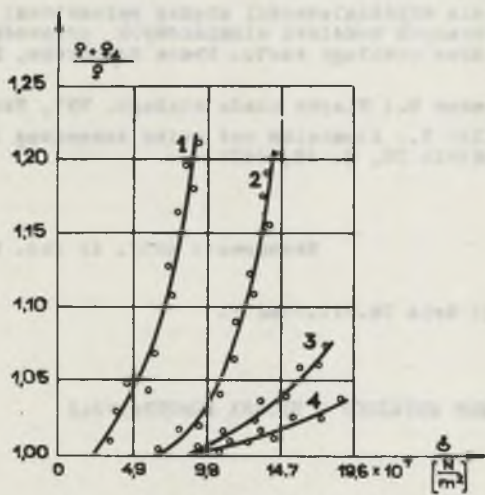


Rys. 4. Rezystywność w zależności od temperatury dla miedzi o różnych stopniach zdeformowania [7]

1 - Cu "czyste"; 2 - Cu + 1,12% N_i; 3 - rezystywność całkowita ($\rho = \rho_{iT} + \rho_r + \rho_d$), 4 i 5 - rezystywności całkowite dla Cu + 2,16% N_i i Cu + 3,32% N_i. Rezystywności: ρ_{iT} - idealna, ρ_r - od zanieczyszczeń; ρ_d - od defektów struktury metalu

W zastosowaniach praktycznych, np. kriotorach wielkopiędowych lub kriokablach istotna jest znajomość wpływu naprężeń mechanicznych w metalu na jego rezystywność. Występujące w niskich temperaturach dylatacje mogą w przypadku nieskutecznego ich kompensowania wywołać w metalu naprężenia powodujące zmiany jego rezystywności.

Badania własne przeprowadzone na aluminiowych przewodnikach w temperaturze ciekłego azotu pozwoliły określić wpływ naprężeń mechanicznych w metalu na jego rezystywność. Wyniki badań przedstawiono na rys. 5.



Rys. 5. Rezystywność w temperaturze 77,35 K w zależności od naprężeń σ w aluminium o różnych stopniach czystości metalu,

1 - AL 99,9999; 2 - AL 99,999; 3 - AL 99,9; 4 - AL 99

4. Wnioski

1. Znajomość temperaturowych zmian rezystywności metali ma w krioelektronice istotne znaczenie. Pozwala między innymi określać rzeczywiste rozkłady gęstości mocy Joule'a w zróżnicowanych termicznie przekrojach poprzecznych krioprzewodników.
2. Stopień czystości aluminium i jego struktura krystaliczna mają istotny wpływ na temperaturowe zmiany rezystywności. Natomiast defekty fizyczne i naprężenia mechaniczne powodują w temperaturze ciekłego azotu zauważalne zmiany rezystywności.
3. Zmiany rezystywności przewodników powodowane ich obciążeniem mechanicznym, zależne są w znacznym stopniu od czystości metalu. Dla uniknięcia istotnego wzrostu rezystywności krioprzewodów aluminiowych celowe wydaje się zabezpieczenie ich przed naprężeniami powyżej $2,45 \cdot 10^7$ N/m² (2,5 kg/mm²).

LITERATURA

- [1] White G.K.: Experimental Techniques in low Temperature Physics. Oxford 1959.
- [2] Blatt N.I.: Physics of Electronic Conduction in Solids. Oxford 1967.
- [3] Grüneisen E.: Annale Phys. 14,530 Berlin 1933.
- [4] Mott W.F., Jones H.: Theory of Electrical and Thermal Conductivity in Metals. Springer-Verlag OHG, Berlin 1956.
- [5] Mendelson K., Rosenberg H.M.: Thermal Conductivity of Metals at low Temperatures. Solid State Phys. 1961.
- [6] Piętka E.: Badania współzależności między parametrami elektrycznymi i cieplnymi na wybranych modelach aluminiowych przewodników krótoporowych w temperaturze ciekłego azotu. Praca doktorska, Politechnika Śląska 1979.
- [7] Charles A., Thomson M.: Fizyka ciała stałego. WNT, Warszawa 1974.
- [8] Bergner D., Müller K.: Aluminium und seine Anwendung in der Kryoelektronik. Elektrik 28, H. 19, 1974.

Recenzent: prof. dr inż. Maciej Krakowski

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

УДЕЛЬНОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ МЕТАЛЛОВ В НИЗКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

Резюме

Показан способ определения удельного сопротивления металлов в низких температурах и результаты исследований влияния механических напряжений в алюминии на изменение его удельного сопротивления.

Wydawnictwo Naukowe PWN

Warszawa 1962

THE METALS RESISTIVITY IN LOW TEMPERATURES

Summary

The way of calculating metal resistivity in low temperatures is presented together with the results in investigations concerning the effect of mechanical stresses in aluminium on its resistivity changes.

THEORY OF METAL RESISTIVITY IN LOW TEMPERATURES

W niniejszym artykule przedstawiono sposób obliczania rezystywności metali w niskich temperaturach oraz wyniki badań nad wpływem naprężeń mechanicznych na zmiany rezystywności aluminium.

1. WSTĘP

W niniejszym artykule przedstawiono sposób obliczania rezystywności metali w niskich temperaturach oraz wyniki badań nad wpływem naprężeń mechanicznych na zmiany rezystywności aluminium.

W niniejszym artykule przedstawiono sposób obliczania rezystywności metali w niskich temperaturach oraz wyniki badań nad wpływem naprężeń mechanicznych na zmiany rezystywności aluminium.

W niniejszym artykule przedstawiono sposób obliczania rezystywności metali w niskich temperaturach oraz wyniki badań nad wpływem naprężeń mechanicznych na zmiany rezystywności aluminium.

W niniejszym artykule przedstawiono sposób obliczania rezystywności metali w niskich temperaturach oraz wyniki badań nad wpływem naprężeń mechanicznych na zmiany rezystywności aluminium.

W niniejszym artykule przedstawiono sposób obliczania rezystywności metali w niskich temperaturach oraz wyniki badań nad wpływem naprężeń mechanicznych na zmiany rezystywności aluminium.

W niniejszym artykule przedstawiono sposób obliczania rezystywności metali w niskich temperaturach oraz wyniki badań nad wpływem naprężeń mechanicznych na zmiany rezystywności aluminium.

Andrzej BŁASZCZYK

Wiktor KIŚ

Edmund PIĘTKA

PARAMETRY ELEKTRYCZNE KRIOPRZEWODU SKOMPENSOWANEGO DLA ZASILANIA PIECÓW ŁUKOWYCH

Streszczenie. Obliczono rezystancję i reaktancję projektowanego krioprzewodu skompensowanego oraz wyznaczono krytyczne i dopuszczalne wartości prądu.

1. Wprowadzenie

Niektóre odbiory elektrochemiczne i elektrotermiczne, np. piece łukowe, cechuje pobieranie znacznych mocy przy niskim napięciu i dużych prądach. Wiąże się to z koniecznością stosowania specjalnych konstrukcji oszynowania, tzw. torów wielkoprądowych.

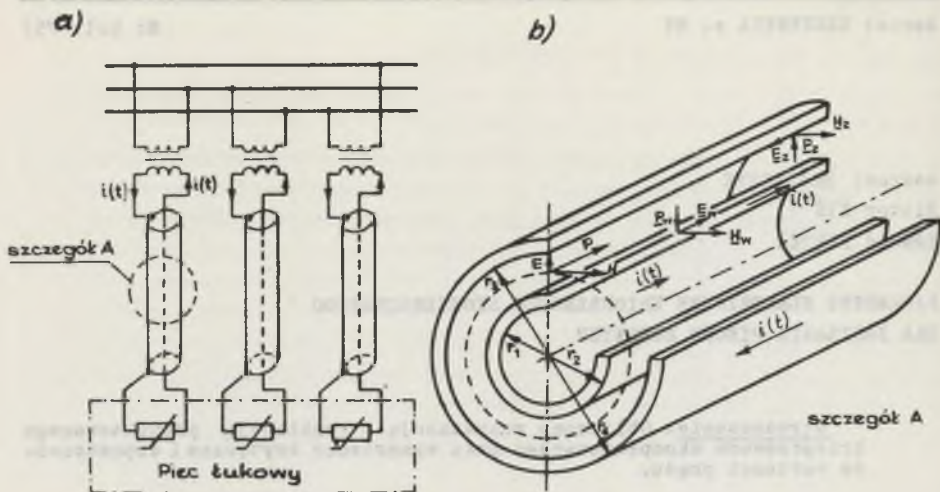
Uzyskiwanie odpowiedniej obciążalności prądowej toru wymaga zastosowania układów szynowych o dużych przekrojach poprzecznych oraz chłodzenia wymuszonego (np. wodnego). Ze względu na wymogi symetryzacji parametrów fazowych obwodu są to zwykle tory wieloszynowe o skomplikowanej konfiguracji (przeplecenia itp.). Znaczna jest również długość toru, wynikająca z warunków technicznych.

Gabaryty i układ przestrzenny toru prądowego, warunkując określony rozkład pola elektromagnetycznego, decydują o wartości rezystancji i reaktancji fazowych obwodu, a więc również o wartości strat mocy między fazami obwodu oraz stratach mocy wskutek rozproszenia.

Radykalnym środkiem zmierzającym do ograniczenia tych niekorzystnych efektów może być zastosowanie toru wielkoprądowego skompensowanego, chłodzonego ciekłym azotem, tzw. kriotoru skompensowanego (rys. 1).

Zalety toru skompensowanego wynikają z ograniczenia przestrzeni występowania pola elektromagnetycznego do objętości zawartej między współosiowymi powierzchniami walcowymi przewodów fazowych. Daje to praktycznie możliwość wyeliminowania zjawiska międzyfazowej transformacji mocy oraz strat energii rozproszenia wokół toru prądowego i związanego z nimi nagrzewania się pobliskich konstrukcji stalowych.

Zalety te jednak równoważone są pewnymi trudnościami w utrzymywaniu niskiej temperatury przewodów. Ich osłony termiczne, zazwyczaj próżniowe, muszą zapewniać zarówno dobrą szczelność, jak i kompensację sił skurczów



Rys. 1. Schemat ideowy toru skompensowanego zasilającego piec łukowy a) układ toru, b) fragment przewodu fazowego

termicznych, powstających w metalach konstrukcyjnych w wyniku dużych gradientów temperatury. Zastosowanie ciekłego azotu w kriotorach skompensowanych wydaje się być jednak korzystne z uwagi na jego dobre właściwości elektroizolacyjne, niezbędne wobec bliskości cylindrów o zróżnicowanych potencjałach. Niska temperatura ciekłego azotu pozwala na zmniejszenie rezystancji przewodów i w rezultacie strat mocy Joule'a.

2. Rezystancja kriotoru skompensowanego

Rezystywność metalu można przedstawić w postaci sumy:

$$\rho(T) = \rho_0 + \rho_1(T) \quad (1)$$

rezystywności szcążkowej ρ_0 , praktycznie niezależnej od temperatury i rezystywności idealnej $\rho_1(T)$ w temperaturze T . Rezystywność szcążkowa jest następstwem defektów sieci krystalicznej oraz wtrąceń domieszkowych obcych pierwiastków, natomiast rezystywność idealna jest efektem drgań termicznych sieci krystalicznej, zakłócających uporządkowany ruch elektronów. Udział rezystywności szcążkowej w rezystywności całkowitej rośnie ze zmniejszaniem się temperatury. W efekcie występuje coraz silniejsza zależność rezystywności całkowitej od stopnia zanieczyszczenia metalu (tabl. 1).

Rezystancję kriotoru skompensowanego można obliczyć w oparciu o analizę pola elektromagnetycznego w przekroju cylindrów (rys. 1b) oraz wektor Poyntinga

$$\underline{P} = \frac{1}{2} \underline{E} \underline{H}^* \quad (2)$$

(gwiazdką oznaczono wektor sprzężony). Strumień wektora Poyntinga, wnika-
jący do przewodnika poprzez jego powierzchnię (s), nazywany jest mocą ze-
spoloną

$$\underline{S} = \oint \underline{P} ds = I^2(R + jX), \quad (3)$$

gdzie:

- R, X - rezystancja i reaktancja przewodnika,
I - wartość skuteczna prądu.

Tablica 1

Rezystywność całkowita w temperaturze 77,35 K i 293 K
oraz rezystywność szcztatkowa dla aluminium
o różnych stopniach czystości [1]

Stopień czystości Al	ρ_0		$\rho(T)$	
	T = 4,2 K		T = 77,35 K	T = 293 K
	x 10 ⁻⁸ Ω m		x 10 ⁻⁸ Ω m	x 10 ⁻⁸ Ω m
Al 99,9999	0,0008	0,2105	2,60	
Al 99,9995	0,0010	0,2215	2,64	
Al 99,999	0,0013	0,2261	2,65	
Al 99,99	0,0021	0,2364	2,66	
Al 99,9	0,0291	0,2702	2,71	

Na podstawie zależności (3) dla układu wg rys. 1b wyprowadzono wzory
na rezystancje jednostkowe cylindra wewnętrznego R_w i zewnętrznego R_z
[1]:

$$R_w = \frac{1}{I^2} \operatorname{Re} \left\{ \underline{S}_w \right\} = \frac{\sqrt{\mu\omega\rho}}{2\pi r_2} \operatorname{Re} \left\{ \frac{M'_{ko}(\alpha r_1) M_{Jo}(\alpha r_2) + M'_{Jo}(\alpha r_1) M_{ko}(\alpha r_2)}{G(\alpha, r_1, r_2)} \right\} \quad (4)$$

$$R_z = \frac{1}{I^2} \operatorname{Re} \left\{ \underline{S}_z \right\} = \frac{\sqrt{\mu\omega\rho}}{2 r_3} \operatorname{Re} \left\{ \frac{M'_{ko}(\alpha r_4) M_{Jo}(\alpha r_3) + M'_{Jo}(\alpha r_4) M_{ko}(\alpha r_3)}{G(\alpha, r_3, r_4)} \right\} \quad (5)$$

gdzie:

- $\underline{S}_w, \underline{S}_z$ - strumienie zespolone wektorów Poyntinga,
 ω - pulsacja,
 μ - przenikalność magnetyczna,
 ρ - rezystywność
 α - parametr ($\alpha = \sqrt{\frac{\omega\mu}{\rho}}$),
 r_1, r_2, r_3, r_4 - promienie cylindrów,

funkcje Kelvina-Thomsona oraz ich pochodne:

$$\underline{G}(\alpha, r_1, r_2) = \underline{M}'_{J_0}(\alpha r_2) \underline{M}'_{k_0}(\alpha r_1) - \underline{M}'_{J_0}(\alpha r_1) \underline{M}'_{k_0}(\alpha r_2)$$

$$\underline{G}(\alpha, r_4, r_3) = \underline{M}'_{J_0}(\alpha r_3) \underline{M}'_{k_0}(\alpha r_4) - \underline{M}'_{J_0}(\alpha r_4) \underline{M}'_{k_0}(\alpha r_3)$$

$$\underline{M}_{J_0}(\alpha r) = \text{ber}(\alpha r) + j \text{bei}(\alpha r)$$

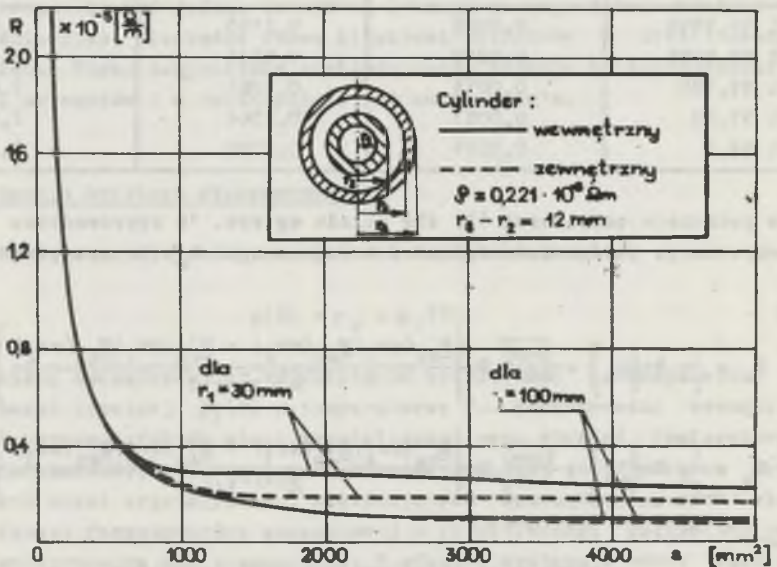
$$\underline{M}_{k_0}(\alpha r) = \text{kei}(\alpha r) + j \text{ker}(\alpha r)$$

$$\underline{M}'_{J_0}(\alpha r) = \text{bei}'(\alpha r) + j \text{ber}'(\alpha r)$$

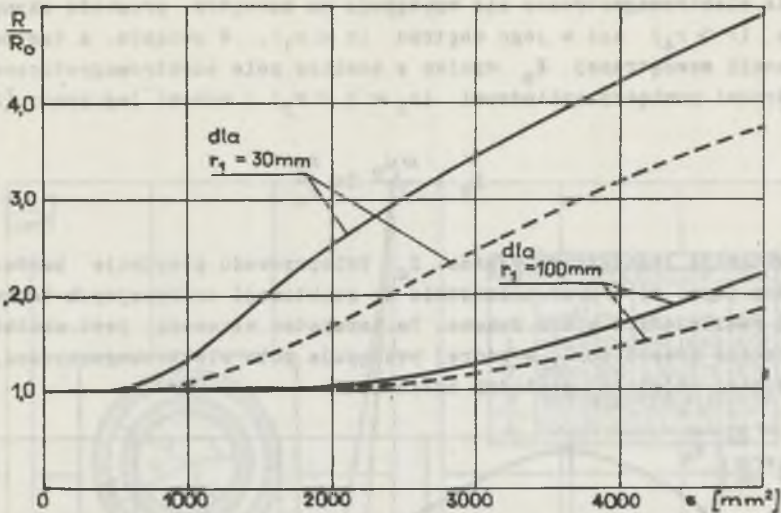
$$\underline{M}'_{k_0}(\alpha r) = \text{ker}'(\alpha r) + j \text{kei}'(\alpha r)$$

Wartości funkcji ber, bei, ker, kei oraz wartości ich pochodnych można znaleźć np. w podręczniku [4].

Na rysunkach 2 i 3 przedstawiono wyniki obliczeń rezystancji jednostkowych R_w i R_z oraz współczynniki efektu naskórkowego prądu przemiennego 50 Hz w cylindrach krietera skompensowanego.



Rys. 2. Rezystancja jednostkowa przewodu skompensowanego w zależności od powierzchni przekroju cylindra



Rys. 3. Współczynnik naskórkowości dla przewodu skompensowanego w zależności od powierzchni przekroju cylindra (dane i oszacowania wg rys. 2)

3. Reaktancja krioprzewodu

Całkowitą reaktancję własną krioprzewodu skompensowanego, przypadającą na jednostkę długości, można wyrazić jako sumę:

$$X_C = X_{ww} + X_{ws} + X_z, \quad (6)$$

gdzie:

X_{ww} - reaktancja jednostkowa wewnętrzna cylindra wewnętrznego,

X_{ws} - jw., lecz cylindra zewnętrznego,

X_z - reaktancja jednostkowa zewnętrzna.

Uwzględniając zjawisko naskórkowości wartości reaktancji X_{ww} i X_{ws} określa się na podstawie zależności (3):

$$X_{ww} = \frac{1}{I^2} \operatorname{Im} \left\{ \frac{S_w}{Z} \right\} = \frac{\sqrt{\mu \omega \rho}}{2\pi r_2} \operatorname{Im} \left\{ \frac{\frac{M'_{ko}(\alpha r_1) M_{Jo}(\alpha r_2) + M'_{Jo}(\alpha r_1) M_{ko}(\alpha r_2)}{\underline{U}(\alpha, r_1, r_2)}} \right\} \quad (7)$$

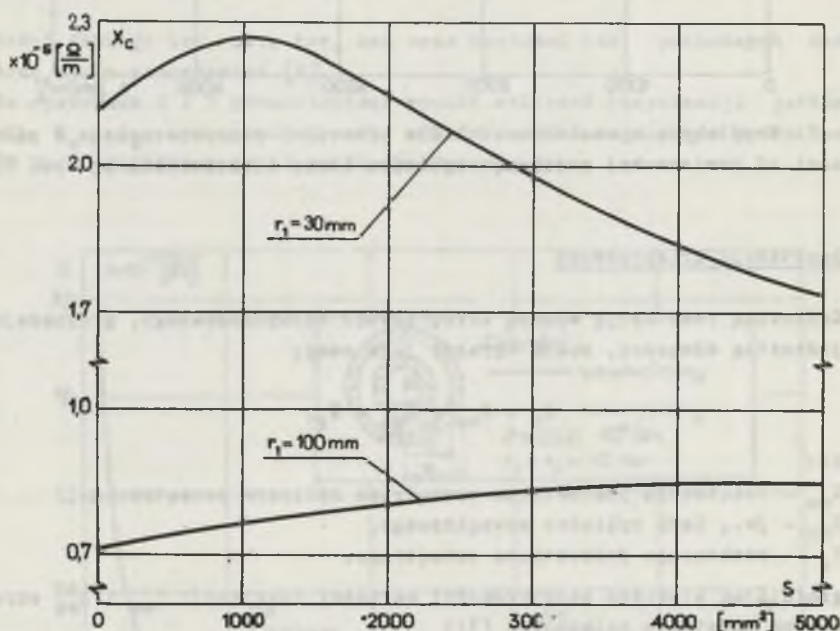
$$X_{ws} = \frac{1}{I^2} \operatorname{Im} \left\{ \frac{S_s}{Z} \right\} = \frac{\sqrt{\mu \omega \rho}}{2\pi r_3} \operatorname{Im} \left\{ \frac{\frac{M'_{ko}(\alpha r_4) M_{Jo}(\alpha r_3) + M'_{Jo}(\alpha r_4) M_{ko}(\alpha r_3)}{\underline{U}(\alpha, r_4, r_3)}} \right\} \quad (8)$$

Wielkości występujące we wzorach (7) i (8) określono przy wzorach (4) i (5).

Pole elektromagnetyczne nie występuje na zewnątrz przewodu skompensowanego ($r > r_4$) ani w jego wnętrzu ($r < r_1$). W związku z tym wartość reaktancji zewnętrznej X_z wynika z analizy pola elektromagnetycznego w przestrzeni pomiędzy cylindrami ($r_2 < r < r_3$) i wynosi (wg pracy [2]):

$$X_z = \frac{\omega \mu_0}{2} \ln \frac{r_3}{r_4} \quad (9)$$

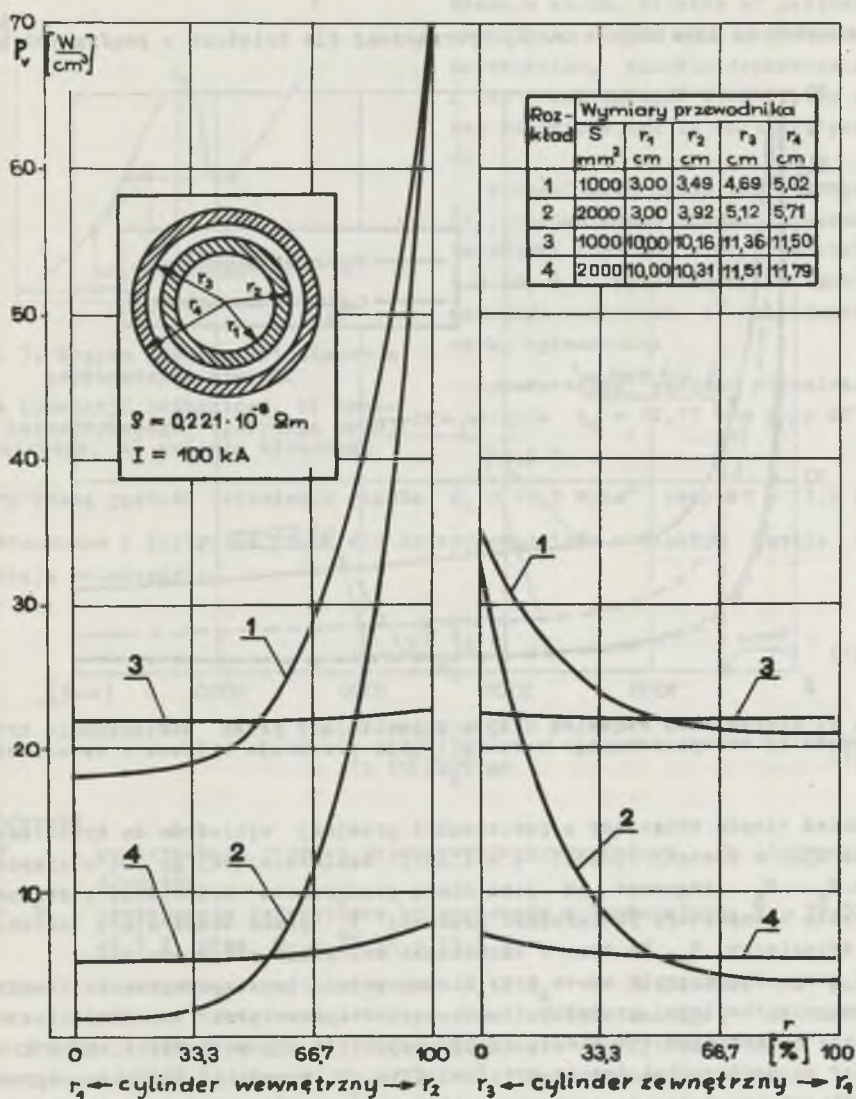
Reaktancja jednostkowa własna X_c krioprzewodu przyjmuje bardzo małe wartości (rys. 4) w przeciwieństwie do reaktancji tradycyjnych torów prądowych zasilających piece łukowe. Ta korzystna własność jest skutkiem ograniczenia przestrzeni, w której występuje pole elektromagnetyczne, do niewielkiej objętości pomiędzy cylindrami.



Rys. 4. Reaktancja jednostkowa własna krioprzewodu skompensowanego (dane i oznaczenia wg rys. 2)

4. Dopuszczalne i krytyczne prądy w kriotorze

W cienkościennych cylindrach aluminiowych (143 mm) krioprzewodu rozkład gęstości mocy Joule'a jest w przybliżeniu stały (krzywe 3 i 4, rys. 5). Przyjmując jednakowe warunki wymiany ciepła wszystkich powierzchni grzejnych cylindrów można określić gęstość powierzchniową strumienia energii dla cylindra wewnętrznego i zewnętrznego

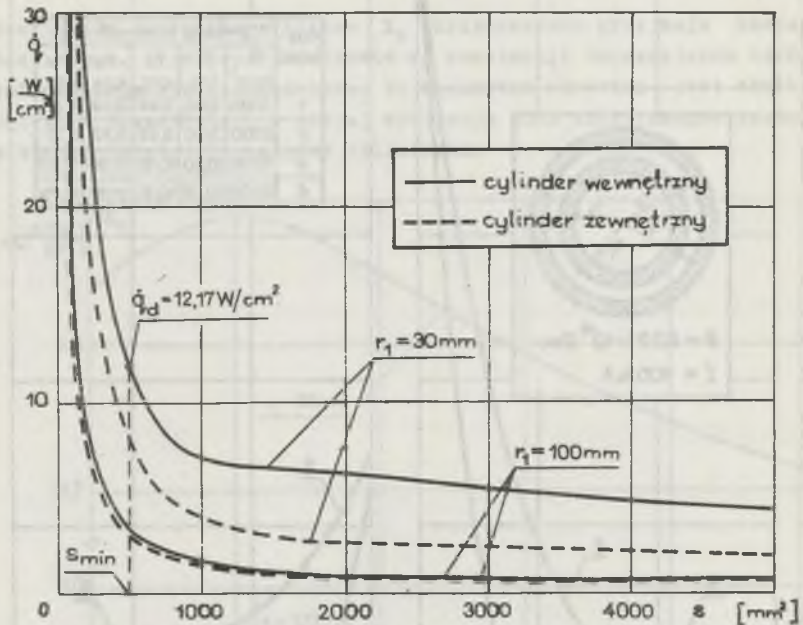


Rys. 5. Rozkład gęstości mocy Joule'a w przekroju krioprzewodnika skompensowanego

$$\dot{q}_w = \frac{I^2 R_w}{2\pi(r_1 + r_2)}, \quad (10)$$

$$\dot{q}_z = \frac{I^2 R_z}{2\pi(r_3 + r_4)}. \quad (11)$$

Zależności te ilustruje rys. 6, spersądzony dla kriotoru s prądem 100 kA.

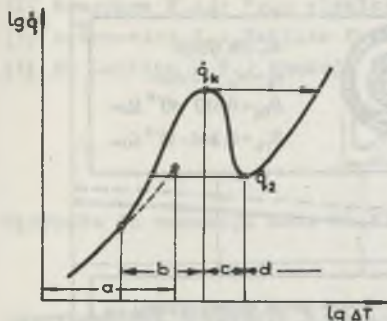


Rys. 6. Jednostkowy strumień ciepła przenikający przez powierzchnię krioprowodnika skompensowanego w funkcji pola przekroju s (dane i oznaczenia wg rys. 2)

Strumień ciepła wnikający z powierzchni grzejnej cylindrów do kriocieczy można ująć w postaci funkcji $\dot{q} = \dot{q}(\Delta T)$, usależniającej go od wielkości $\Delta T = T_p - T_g$. Argument ΔT jest miarą przegrzania kriocieczy i stanowi nadwyżkę temperatury powierzchni grzejnej T_p ponad temperaturę nasycenia kriocieczy T_g . Na rys. 7 zaznaczono wszystkie etapy wrzenia.

W przypadku wrzenia azotu przy niesnacznym jego przegrzaniu (małym strumieniu ciepłym) przepływ ciepła zachodzi na skutek konwekcji naturalnej. Ze wzrostem strumienia ciepła pojawiają się pęcherzyki pary kriocieczy na powierzchni ściany grzejnej (rys. 7, przedział b). Dalszy wzrost strumienia powoduje, że pęcherzyki stają się tak liczne, że łączą się ze sobą zanim oderwą się od powierzchni grzejnej. Powstająca w ten sposób błona parowa znacznie pogarsza intensywność odprowadzania ciepła. Gwałtowne przejście z etapu wrzenia pęcherzykowego przy \dot{q}_k do wrzenia błonowego

swane jest pierwszym kryzysem wrsenia. Przejście odwrotne odbywa się takte nagle w wyniku rozpadu błony na oddzielne pęcherse i nazywane jest drugim kryzysem wrsenia.



Rys. 7. Krzywa wrsenia kriocieczny z zaznaczonymi etapami

a) w konwekcji naturalnej, b) wrsenia pęchersykowego, c) wrsenia przejściowego, d) wrsenia błonowego

- krytyczną gęstość strumienia ciepła $\dot{q}_k = 15,3 \text{ W/cm}^2$ przy $\Delta T = 13,5 \text{ K}$.
Dopuszczalne i krytyczne prądy dla krioprzewodników w ciekłym azocie określają zależności:

$$I_d = \sqrt{\frac{F \dot{q}_d}{R_d}} \quad (12)$$

$$I_k = \sqrt{\frac{F \dot{q}_k}{R_k}} \quad (13)$$

w których:

F - powierzchnia grzejna krioprzewodu przypadająca na jednostkę długości,

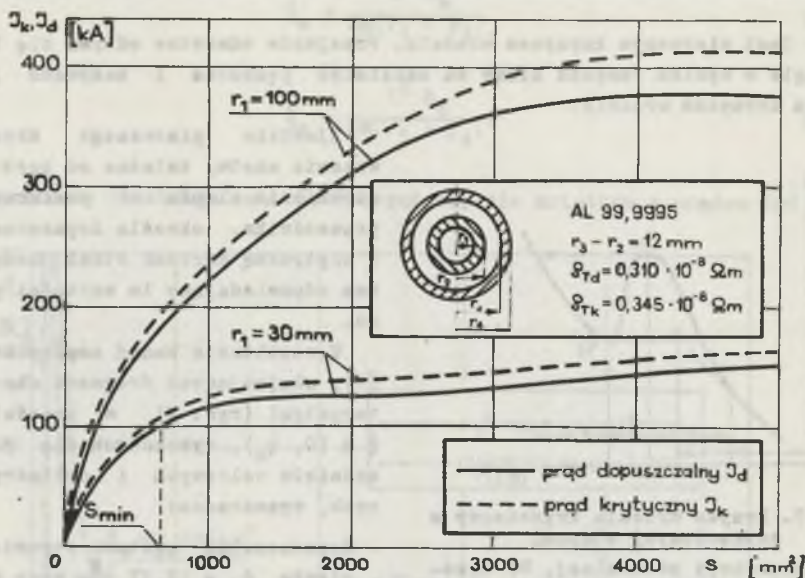
R_d, R_k - rezystancje jednostkowe krioprzewodu w temperaturze $T_d = 77,35 + 9,5 \text{ K}$ oraz $T_k = 77,35 + 13,5 \text{ K}$.

Na rys. 8 przedstawiono wartości prądów I_d i I_k w zależności od pola przekroju cylindra wewnętrznego krioprzewodu skompensowanego. Minimalne pole przekroju aluminiowego cylindra o promieniu wewnętrznym $r_1 = 30 \text{ mm}$ dla prądu $I = 100 \text{ kA}$ wynosi ok. 700 mm^2 . Jest to wartość większa niż wynikałoby z rys. 6 (ok. 500 mm^2) - różnica spowodowana jest uwzględnieniem większych rezystywności materiału przewodowego w temperaturze $77,35 + \Delta T$.

Zjawisko pierwszego kryzysu wrsenia azotu, zależne od gęstości strumienia ciepła na powierzchni przewodnika, określa dopuszczalną i krytyczną wartość strat mocy oraz odpowiadające im wartości prądu.

W rezultacie badań empirycznych [1], obejmujących fragment charakterystyki (rys. 7) w przedziale $\dot{q} \in (0, \dot{q}_k)$, wykonanych dla przewodników walcowych i cylindrycznych, wyznaczono:

- dopuszczalną gęstość strumienia ciepła $\dot{q}_d = 12,17 \frac{\text{W}}{\text{cm}^2}$ przy $\Delta T = 9,5 \text{ K}$,



Rys. 8. Krytyczne i dopuszczalne wartości prądów w krioprzewodnikach skompensowanych w zależności od ich przekroju

5. Wnioski

1. Kriotory skompensowane pozwalają na zmniejszenie całkowitych strat mocy w torze prądowym poprzez wyeliminowanie strat energii rozproszenia.
2. Cylindryczne przewodniki aluminiowe w ciekłym azocie wykazują znaczne zmniejszenie (ok. 12,5 razy) rezystywności w stosunku do rezystywności w temperaturze 20°C. Dobierając materiał, z którego mają być wykonane krioprzewodniki, należy preferować metale o jak największym stopniu czystości, gdyż mają one w niskiej temperaturze zdecydowanie mniejszą rezystywność od metali zawierających dużą ilość obcych domieszek.
3. Mała rezystywność aluminium w niskiej temperaturze jest przyczyną znacznie większych efektów naskórkowości w stosunku do występujących w temperaturze otoczenia. W związku z tym należy dobrać przewodniki skompensowane składające się z cylindrów o cienkich ściankach i dużych średnicach, gdyż pozwala to na znacznie lepsze wykorzystanie ich przekrojów.
4. Kriotory skompensowane mają małą reaktancję na jednostkę długości, dzięki czemu pobierają znikomą ilość mocy biernej w porównaniu z torami tradycyjnymi. Ich zastosowanie stwarza możliwość znacznego poprawienia współczynnika mocy odbiorów zasilanych.

LITERATURA

- [1] Piętka E.: Badania współzależności między parametrami elektrycznymi i cieplnymi na wybranych modelach aluminiowych przewodników kriopogotowanych w temperaturze ciekłego azotu. Praca doktorska, Politechnika Śląska, 1979.
- [2] Goworkow W.A.: Pole elektryczne i magnetyczne. WNT, Warszawa 1962.
- [3] Antonowicz J.: Tablice funkcji dla inżynierów. WNT, Warszawa 1969.
- [4] Mc Lachlan N.W.: Funkcje Bessela dla inżynierów. PWN, Warszawa 1964.

Recenzent: prof. dr inż. Maciej Krakowski

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ КОМПЕНСИРОВАННОГО КРИОРЕЗИСТИВНОГО
ТОКОПРОВОДА ДЛЯ ПИТАНИЯ ДУГОВЫХ ЭЛЕКТРОПЕЧЕЙ

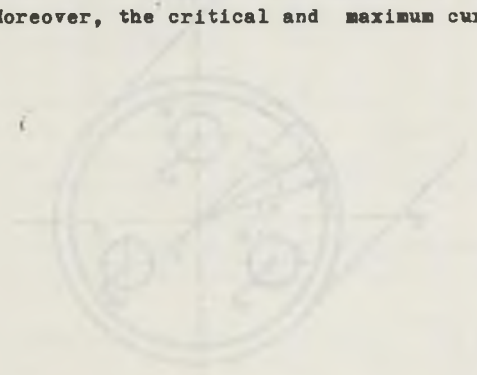
Р е з ю м е

Сделаны расчёты значений активного и реактивного сопротивления криорезистивного токопровода. Определены критические и допустимые значения токовой нагрузки.

THE ELECTRICAL PARAMETERS OF A COMPENSATED
CRYOCONDUCTOR USED TO SUPPLY ARC FURNACES

S u m m a r y

The value of resistance and reactance are determined for a compensated cryoconductor. Moreover, the critical and maximum current values are defined.



Edmund PIĘTKA

Jerzy ŻACZEK

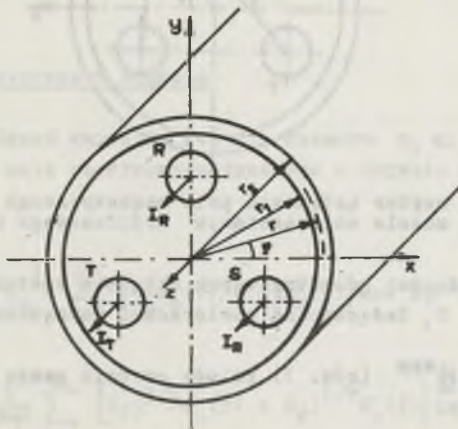
STRATY MOCY W EKRANIE UKŁADU PRZESYŁOWEGO

Stressczenie. W pracy zaprezentowano metodę obliczania strat mocy czynnej wywołanych prądami wirowymi w ekranie metalowym trójfazowych, trójprzewodowych układów przesyłowych. Uwzględnia ona:

- nierównomierność pola magnetycznego we wnętrzu ekranu, wynikająca z geometrii układu i przesunięć fazowych prądów poszczególnych faz,
- zniekształcenie obrazu pola magnetycznego wywołane obecnością metalowego ekranu.

1. Wstęp

Wprowadzanie układów o coraz większej przepustowości mocowej czy też nowych konstrukcji przesyłowych powoduje, że problem wyznaczenia strat mocy czynnej w powłokach metalowych pozostaje nadal aktualny [1], [2], [3]. W niniejszej pracy zaprezentowano metodę wyznaczenia strat w ekranie otaczającym trójfazowy, trójprzewodowy układ przesyłowy, przy uwzględnieniu faktu iż pole magnetyczne wywołane przepływem prądu w poszczególnych fazach zostanie zniekształcone tzw. reakcją prądów wirowych indukowanych w ekranie.



Rys. 1. Model obliczeniowy trójfazowego układu przesyłowego z przewodami symetrycznie ułożonymi względem osi ekranu

W celu wyznaczenia strat mocy w ekranie trójfazowego trójprzewodowego układu przesyłowego analizie poddano model takiego układu z przewodami fazowymi symetrycznie ułożonymi względem osi ekranu (rys. 1). Ekran jest cylindrycznym walcem wykonanym z materiału niemagnetycznego o stałej konduktywności, izolowany lub uziemiony jednostronnie. W metodzie nie uwzględnia się zjawisk zachodzących na końcach ekranu. Dla przyjętego modelu wprowadzono układ współrzędnych cylindrycznych r, φ , z oś z skierowaną zgodnie z kierunkiem przepływu prądu w danej chwili.

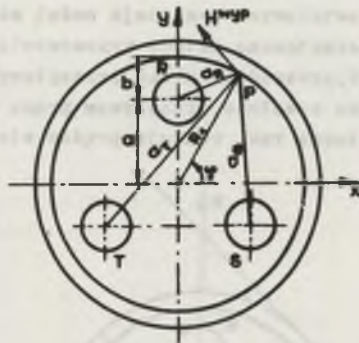
2. Pole magnetyczne na powierzchni wewnętrznej ekranu

Wektor natężenia pola magnetycznego na powierzchni wewnętrznej ekranu (dla $r = r_1$) jest wypadkową natężeń pola magnetycznego wywołanego przepływem prądu przeniennego w poszczególnych fazach (rys. 2):

$$\underline{H}^{wyp}(r_1, \varphi) = \underline{H}^R(r_1, \varphi) + \underline{H}^S(r_1, \varphi) + \underline{H}^T(r_1, \varphi), \quad (1)$$

gdzie:

$\underline{H}^R, \underline{H}^S, \underline{H}^T$ - zespolone wartości wektorów natężeń pola magnetycznego od poszczególnych faz.



Rys. 2. Wypadkowy wektor natężenia pola magnetycznego na powierzchni wewnętrznej ekranu w modelu obliczeniowym trójfazowego układu przesyłowego

Wyznaczone z zależności geometrycznych składowe wektorów $\underline{H}^R, \underline{H}^S, \underline{H}^T$ dla dowolnego punktu P, leżącego na powierzchni wewnętrznej ekranu, zestawiono w tabl. 1.

Przy wyznaczaniu \underline{H}^{wyp} (rów. 1) należy zwrócić uwagę na kierunek poszczególnych składowych.

Tablica 1

Zestawienie wartości składowych wektora natężenia pola magnetycznego od poszczególnych faz

Faza	Składowa	Układ symetryczny względem osi ekranu	
		Wartość składowej	Wartość składowej po rozw. szeregu Furiera
R	H_y^R	$\frac{I_{ms}}{2\pi} \frac{r_1 - (r_1 - b) \cos(90^\circ - \varphi)}{r_1^2 + (r_1 - b)^2 - 2r_1(r_1 - b) \cos(90^\circ - \varphi)}$	$\frac{I_{ms}}{2\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{r_1^{n-1}}{(r_1 - b)^n} \cos n(90^\circ - \varphi)$
	H_r^R	$\frac{I_{ms}}{2\pi} \frac{(r_1 - b) \sin(90^\circ - \varphi)}{r_1^2 + (r_1 - b)^2 - 2r_1(r_1 - b) \cos(90^\circ - \varphi)}$	$\frac{I_{ms}}{2\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{r_1^{n-1}}{(r_1 - b)^n} \sin n(90^\circ - \varphi)$
S	H_y^S	$\frac{I_{ms}}{2\pi} \frac{r_1 - (r_1 - b) \cos(30^\circ + \varphi)}{r_1^2 + (r_1 - b)^2 - 2r_1(r_1 - b) \cos(30^\circ + \varphi)}$	$\frac{I_{ms}}{2\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{r_1^{n-1}}{(r_1 - b)^n} \cos n(30^\circ + \varphi)$
	H_r^S	$\frac{I_{ms}}{2\pi} \frac{(r_1 - b) \sin(30^\circ + \varphi)}{r_1^2 + (r_1 - b)^2 - 2r_1(r_1 - b) \cos(30^\circ + \varphi)}$	$\frac{I_{ms}}{2\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{r_1^{n-1}}{(r_1 - b)^n} \sin n(30^\circ + \varphi)$
T	H_y^T	$\frac{I_{ms}}{2\pi} \frac{r_1 - (r_1 - b) \cos(210^\circ - \varphi)}{r_1^2 + (r_1 - b)^2 - 2r_1(r_1 - b) \cos(210^\circ - \varphi)}$	$\frac{I_{ms}}{2\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{r_1^{n-1}}{(r_1 - b)^n} \cos n(210^\circ - \varphi)$
	H_r^T	$\frac{I_{ms}}{2\pi} \frac{(r_1 - b) \sin(210^\circ - \varphi)}{r_1^2 + (r_1 - b)^2 - 2r_1(r_1 - b) \cos(210^\circ - \varphi)}$	$\frac{I_{ms}}{2\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{r_1^{n-1}}{(r_1 - b)^n} \sin n(210^\circ - \varphi)$

3. Pole elektromagnetyczne w ekranie

Po rozwiązaniu równań Maxwella [4] dla obszaru $r_1 \leq r < r_2$ zespolone wartości składowych pola elektromagnetycznego w ekranie dane są równaniami:

$$\underline{H}_z^w = \sum_{n=1}^{\infty} [C_1 J_n(\vec{r}) + C_2 K_n(\vec{r})] \cos n\varphi \quad (2)$$

$$\underline{H}_\varphi^w = \frac{k}{j\omega\mu_0} \sum_{n=1}^{\infty} [C_1 j^{3/2} J_n(\vec{r}) + C_2 j^{1/2} K_n'(\vec{r})] \cos n\varphi \quad (3)$$

$$\frac{H_r^w}{r} = \frac{1}{j\omega\mu r} \sum_{n=1}^{\infty} [C_1 J_n(\tilde{r}) + C_2 K_n(\tilde{r})] \sin n\varphi, \quad (4)$$

gdzie:

$$\tilde{r} = krj^{3/2}; \quad \tilde{z} = krj^{1/2},$$

$$k = \sqrt{\omega\mu\eta}$$

I_n, K_n, I'_n, K'_n - funkcje Bessela 1 i 2 rodzaju rzędu n oraz ich pochodne,

C_1, C_2 - stałe,

j - jednostka urojona, $j^2 = -1$,

$\omega = 2\pi f$ - pulsacja,

$\frac{\mu}{\eta}$ - przenikalność magnetyczna bezwzględna,

η - konduktywność.

Stałe C_1, C_2 , występujące w równaniach (2+4), wyznaczyć można z warunków brzegowych dla powierzchni wewnętrznej i zewnętrznej ekranu. Aby sformułować warunki brzegowe należy wyznaczyć składowe pola elektromagnetyczne dla obszaru na zewnątrz ekranu ($r \geq r_2$) oraz uwzględnić fakt, iż wypadkowe pole magnetyczne dane równaniem (1) zostanie zniekształcone tzw. reakcją prądów wirowych (w obszarze $r \leq r_1$).

4. Składowe pola elektromagnetyczne w rozpatrywanym układzie przesyłowym

Dla obszaru na zewnątrz ekranu ($r \geq r_2$) obowiązuje równanie Laplace'a, którego rozwiązaniem są następujące zespolone wielkości składowych pola elektromagnetycznego:

$$\frac{H_z^z}{r} = \sum_{n=1}^{\infty} C_3 \frac{\cos n\varphi}{r^n}, \quad (5)$$

$$\frac{H_r^z}{r} = \sum_{n=1}^{\infty} C_3 \frac{n \sin n\varphi}{j\omega\mu r^{n+1}}, \quad (6)$$

$$\frac{H_\varphi^z}{r} = \sum_{n=1}^{\infty} C_3 \frac{n \cos n\varphi}{j\omega\mu r^{n+1}}, \quad (7)$$

gdzie: C_3 - stała.

Pole magnetyczne opisane równaniem (1) zostanie zniekształcone tzw. reakcją prądów wirowych wyindukowanych w ekranie. Wyznaczone z równania La-

placę'a dla obszaru $r \leq r_1$ zespolone wielkości składowych pola elektromagnetycznego oddziaływania mają postać:

$$\underline{E}_z^{\text{od}} = \sum_{n=1}^{\infty} C_4 r^n \cos n\varphi, \quad (8)$$

$$\underline{H}_r^{\text{od}} = \sum_{n=1}^{\infty} C_4 \frac{nr^{n-1} \sin n\varphi}{j\omega\mu}, \quad (9)$$

$$\underline{H}_\varphi^{\text{od}} = \sum_{n=1}^{\infty} C_4 \frac{nr^{n-1} \cos n\varphi}{j\omega\mu}, \quad (10)$$

gdzie: C_4 - stała.

Wyznaczenie powyższych składowych pozwala na sformułowanie następujących warunków brzegowych:

$$\underline{H}_\varphi^{\text{yp}}(r_1, \varphi) + \underline{H}^{\text{od}}(r_1, \varphi) = \underline{H}^{\text{w}}(r_1, \varphi), \quad (11)$$

$$\underline{H}^{\text{w}}(r_2, \varphi) = \underline{H}^{\text{v}}(r_2, \varphi) \quad (12)$$

Z warunków brzegowych wyznaczyć można stałe C_1 i C_2 występujące w równaniach (2+4) i w ten sposób uzależnić wartości składowych pola elektromagnetycznego w ekranie od prądów poszczególnych faz.

5. Straty mocy

Moc strat ciepłych na jednostkę długości ekranu określić można z prawa Joule'a-Lensa [4] w postaci:

$$P = \frac{1}{\sigma} \int_0^{2\pi} \int_{r_1}^{r_2} |\underline{J}_z|^2 r dr d\varphi, \quad (13)$$

gdzie:

$|\underline{J}_z|^2$ - kwadrat modułu wektora gęstości prądu indukowanego w ekranie.

Wektor gęstości prądu indukowanego w ekranie jest równy:

$$\underline{J}_z = 1_z \underline{E}_z^{\text{v}}, \quad (14)$$

gdzie:

\underline{E}_z^* - zespolona wartość wypadkowego natężenia pola elektrycznego w ekranie (wywołana przepływem prądu w poszczególnych fazach).

W tabelicy 2 zestawiono wartość wektora gęstości prądu indukowanego w ekranie. Znajomość tego wektora pozwala na wyznaczenie, zgodnie z zależnością (13), strat mocy czynnej w ekranie wywołanych indukowanymi prądami wirowymi.

Tabela 2

Wartość wektora gęstości prądu indukowanego w ekranie

Układ	Wektor gęstości prądu \underline{J}_z indukowanego w ekranie
Symetryczny względem osi ekranu	$\underline{J}_z = \frac{j}{2\pi} \sqrt{\frac{\omega\mu}{\rho}} \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \frac{r_1^{n-1}}{\alpha^n} \frac{L_n}{M_n} \cdot W_2 \cos n\varphi$
	<p>gdzie: $W_2 = \underline{I}_{mR} \left[\frac{\sin n(90^\circ - \varphi)}{\sin n\varphi} - \frac{\cos n(90^\circ - \varphi)}{\cos n\varphi} \right] +$ $+ \underline{I}_{mS} \left[\frac{\sin n(30^\circ + \varphi)}{\sin n\varphi} - \frac{\cos n(30^\circ + \varphi)}{\cos n\varphi} \right] + \underline{I}_{mT} \left[\frac{\sin n(210^\circ - \varphi)}{\sin n\varphi} - \frac{\cos n(210^\circ - \varphi)}{\cos n\varphi} \right]$</p>
	$L_n = e^{-j\pi/4} K_{n-1}(\tilde{r}_2) J_n(\tilde{r}) + e^{j\pi/4} J_{n-1}(\tilde{r}_2) K_n(\tilde{r})$
	$L_n = K_{n-1}(\tilde{r}_2) J_{n-1}(\tilde{r}_1) - K_{n-1}(\tilde{r}_1) J_{n-1}(\tilde{r}_2)$
	$I_{mR} = \sqrt{2} I$
	$I_{mS} = \sqrt{2} I (-1/2 + j\sqrt{3}/2)$
	$I_{mT} = \sqrt{2} I (-1/2 - j\sqrt{3}/2)$

6. Podsumowanie

W pracy przedstawiono metodę obliczania strat mocy czynnej w ekranach metalowych trójfazowych, trójprzewodowych układów przesyłowych. Zaprezentowana metoda uzależnia wartości strat od:

- wymiarów poprzecznych ekranu,
- parametrów elektrycznych materiału, z którego wykonany jest ekran,
- sposobu ułożenia przewodów fazowych względem osi ekranu,
- odległości przewodów fazowych od ekranu.

Uwzględnia ona:

- nierównomierność pola magnetycznego we wnętrzu ekranu, wynikającą z geometrii układu i przesunięć fazowych prądów poszczególnych faz,
- zniekształcenie obrazu pola magnetycznego wywołane obecnością metalowego ekranu.

Metoda może być stosowana do wyznaczania strat w ekranach kabli trójżyłowych z izolacją rdzeniową jak i w ekranowanych trójfazowych, trójprzewodowych układach przesyłowych oraz adaptowana dla układów o dowolnym ułożeniu przewodów fazowych względem osi ekranu.

LITERATURA

- [1] Emanuel A., Doepken H.C.: Calculation of losses in Steel Enclosures of Three Phase Bus on Cables. IEEE Trans. Pow. App. and System, nr 6, 1974.
- [2] Kawasaki K., Inami H., Ishikawa T.: Theoretical Considerations on eddy-current Losses in non-magnetic and magnetic pipes for power transmission systems. IEEE Trans. Pow. App. and System, February 1981, nr 1
- [3] Poltz J., Grzybowski S., Bartkowiak E.: Pole magnetyczne wokół kabla 3-żyłowego w powłoce metalowej. IV Seminarium Sieci kablowe 110 kV, Elektroprojekt, Gliwice 1980.
- [4] Goworkow A.W.: Pole elektryczne i magnetyczne. WNT, Warszawa 1962.

Recenzent: prof. zw. dr hab. inż. Czesław Królikowski

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

ПОТЕРИ В ОБОЛОЧКЕ ТРЕХФАЗНОЙ ТРЕХПРОВОДНОЙ СИСТЕМЫ

Р е з ю м е

В статье представлен способ вычисления активной потери от вихревых токов в оболочке трёхфазной трёхпроводной системы.

EDDY-CURRENT POWER LOSSES IN METAL ENCLOSURES OF THREE-PHASE BUS OR CABLES

S u m m a r y

This paper derives a method of calculating eddy-current power losses in metal enclosures of three-phase bus or cables.

Edmund PIĘTKA

METODA POMIARU CIEPŁA UNOSZOWEGO STRUMIENIEM PARY AZOTU

Streszczenie. Przedstawiono sposób pomiaru strumienia masy pary azotu i unoszonego z nią ciepła za pomocą przepływomierzy Thomsona. Podano sposób cechowania przepływomierzy oraz określono uchyb graniczny pomiaru.

1. Wprowadzenie

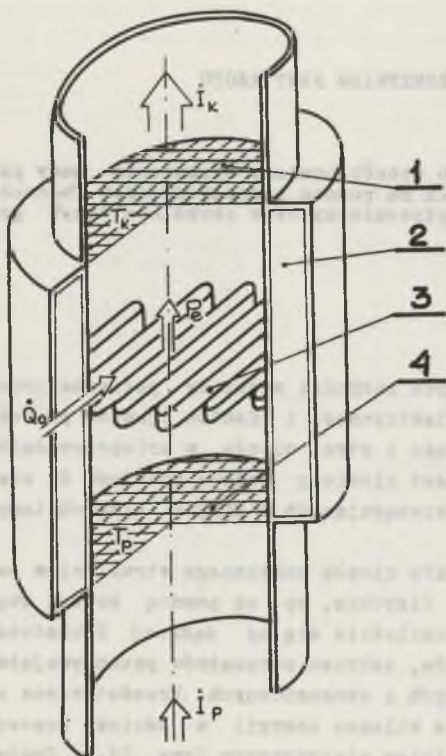
W badaniach krioelektrotechnicznych zachodzi niekiedy potrzeba określania korelacji strumieni energii elektrycznej i efektów zjawisk procesów termicznych. Zależność natężenia prądu i strat ciepła w krioprzewodniku jego ekranie i osłonie termicznej jest niekiedy jedyną podstawą do oceny efektów różnych jakościowo zjawisk występujących w fizyce niskich temperatur.

Znanych jest wiele sposobów pomiaru ciepła unoszonego strumieniem pary gazu, wykorzystujących różne efekty fizyczne, np. za pomocą kryzy, zwężki, rurki Pitota itp. Wybór metody uzależnia się od żądanej dokładności pomiaru, możliwości szybkich odczytów, zakresu parametrów przepływającego gazu oraz innych względów praktycznych i ekonomicznych. Przedstawiona metoda pomiaru oparta jest na równaniu bilansu energii w odcinku przewodu gazowego z zabudowanym w nim grzejnikiem elektrycznym (rys. 1). Została ona wykorzystana do pomiarów masy azotu oraz ciepła odprowadzanego z osłony termicznej kriotoru wielkoprądowego.

2. Zasada pomiaru

Strumień gazu podgrzewany jest na odcinku przewodu grzejnikiem elektrycznym, powodując wyraźny wzrost jego temperatury. Pomiar temperatury gazu wykonywany jest w dwóch przekrojach, wyznaczających odcinek pomiarowy przewodu (rys. 1). Urządzenie składające się z termometrów i grzejnika stanowi przepływomierz Thomsona. Strumień azotu w przepływomierzu jest proporcjonalny do energii doprowadzonej do gazu na odcinku pomiarowym i odwrotnie proporcjonalny do przyrostu entalpii właściwej gazu. Energia doprowadzona do gazu jest sumą energii elektrycznej dostarczonej przez grzejnik oraz energii, która w postaci ciepła wnika do gazu z otoczenia.

Dążąc do zminimalizowania wpływu ciepła z otoczenia na wynik pomiaru zastosowano próżniową osłonę termiczną izolującą odcinek pomiarowy przyrządu.



Rys. 1. Odcinek pomiarowy strumienia gazu w przepływomierzu Thomsona

Równanie bilansu energii dla odcinka pomiarowego przewodu ma postać:

$$\dot{P}_e + \dot{Q}_0 + \dot{I}_p = \dot{I}_k \quad (1)$$

gdzie:

\dot{P}_e - energia elektryczna doprowadzona do gazu,

\dot{Q}_0 - strumień ciepła wnikażącego do gazu z otoczenia,

\dot{I}_p, \dot{I}_k - entalpie gazu (początkowa i końcowa).

W oparciu o równanie (1) oraz definicję entalpii właściwej:

$$i = \frac{\dot{I}}{\dot{m}} \quad (2)$$

strumień przepływającego gazu określony jest zależnością:

$$\dot{m} = \frac{\dot{P}_e + \dot{Q}_0}{i_k - i_p} \quad (3)$$

Entalpie właściwe i_k oraz i_p gazu doskonałego, za jaki praktycznie można uznać azot, są funkcjami temperatury:

$$i_k = C_p T_k; \quad i_p = C_p T_p \quad (4)$$

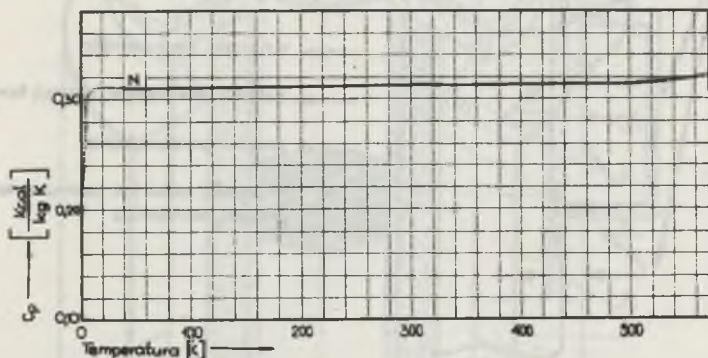
Zależność ciepła właściwego C_p azotu od temperatury pokazano na rys. 2.

Dla izobarycznego procesu wymiany ciepła w nieprzechłodzonej kriocieczy przyrost jej energii wewnętrznej równy jest zero, a entalpia właściwa określona jest utajonym ciepłem parowania azotu. Dla pomiarów realizowanych w takich warunkach ciepło unoszone strumieniem gazu równe jest energii cieplnej dostarczonej do kriocieczy i może być określone wzorem:

$$Q = \frac{P_e + \dot{Q}_o}{C_p (T_k - T_p)} r_t, \quad (5)$$

gdzie:

- r_t - utajone ciepło parowania azotu,
- C_p - ciepło właściwe azotu,
- T_p, T_k - temperatury gazu (początkowa i końcowa).



Rys. 2. Ciepło właściwe azotu w zależności od jego temperatury [1]

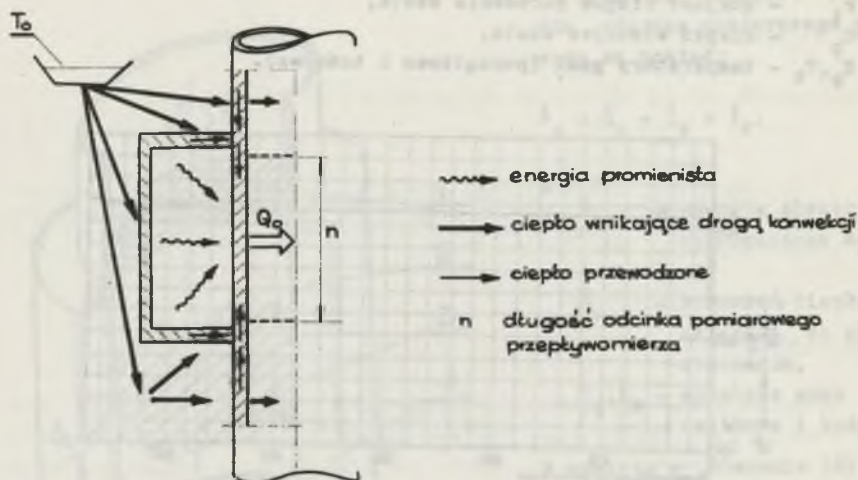
Określenie strumienia masy par azotu i unoszonego z nią ciepła wymaga pomiaru wielkości wchodzących w skład równania bilansu energii (3).

Pomiary określające entalpie właściwe gazu wygodnie jest wykonać za pomocą termoresystorów platynowych o kształcie siatki wypełniającej cały przekrój przewodu gazowego. Pozwala to na określenie średniej wartości temperatury w przekroju przewodu, co jest istotne zwłaszcza w przypadku niejednakowej temperatury w rdzeniu strumienia i przy ścianach przewodu. Różnice temperatur początkowej i końcowej zależne są od dostarczonej do grzejnika mocy oraz od efektów minimalizacji strumienia ciepła wnikającego z otoczenia.

Strumień ciepła wnikającego z otoczenia do odcinka pomiarowego przepływomierza jest główną przyczyną niedokładności pomiaru ilości gazu. Jednym z rozwiązań konstrukcyjnych ograniczających napływ ciepła z otoczenia jest zastosowanie próżniowej izolacji termicznej. Przy takim rozwiązaniu praktycznym strumień ciepła wnika do ścian przyrządu a następnie do gazu w następstwie konwekcji powietrza otaczającego osłonę i drogą promieniotwórczą od wewnętrznych ścian osłony do ściany odcinka pomiarowego.

Strumień ciepła z otoczenia wnika do przyrządu zarówno przed, jak i za przepływomierzem. Wynikiem zaizolowania odcinka pomiarowego przewodu jest obniżenie jego temperatury. Wywołany w ten sposób spadek temperatury powoduje napływ ciepła wzdłuż ścian przewodu z obu stron odcinka pomiarowego.

Sposób wnikania ciepła z otoczenia do przepływomierza pokazano na rys. 3.



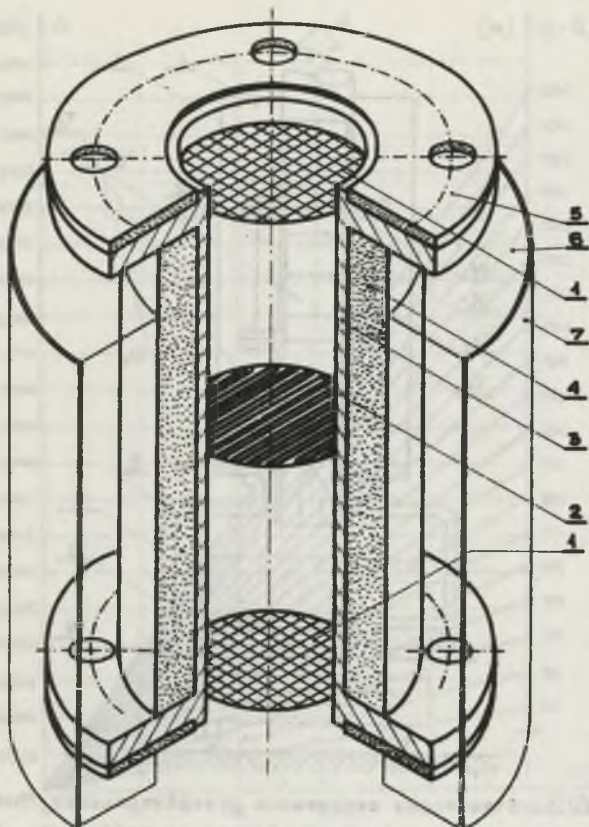
Rys. 3. Składowe strumienie ciepła Q_0 wnikającego z otoczenia do przepływomierza Thomsona

Napływ ciepła z otoczenia do przepływomierza wzdłuż ścian przewodów metalowych ograniczono dodatkową izolacją termiczną nałożoną na przepływomierz i przewód odprowadzania pary azotu (rys. 4). Izolacja ta zmniejszając napływ ciepła z otoczenia powoduje jednocześnie zmniejszenie wahań jego wartości w zależności od temperatury gazu w odcinku pomiarowym przyrządu. Wartości strumienia ciepła Q_0 w zależności od temperatury gazu związanej z natężeniem jego przepływu oraz z mocą grzejnika pomiarowego P_e określono doświadczalnie w czasie cechowania przepływomierzy.

3. Cechowanie przepływomierzy

Cechowania przyrządów można dokonać na drodze porównania ubytków masy ciekłego azotu w naczyniu Dewara ze wskazaniami przepływomierzy (rys. 5).

Na wadze (W) ustawione jest naczynie Dewara (D) z wrzącym azotem oraz przewód (C) odprowadzający gaz z zainstalowanym w nim przepływomierzem (N). W ciekłym azocie zanurzony jest grzejnik elektryczny (G) o regulowanej gęstości strumienia ciepła na jego powierzchni. Zadaniem grzejnika jest regulacja natężenia przepływu masy par azotu w przewodzie. Zależność ubytków masy ciekłego azotu w naczyniu Dewara od czasu dla różnych wartości mocy grzejnika pokazano na rys. 6.

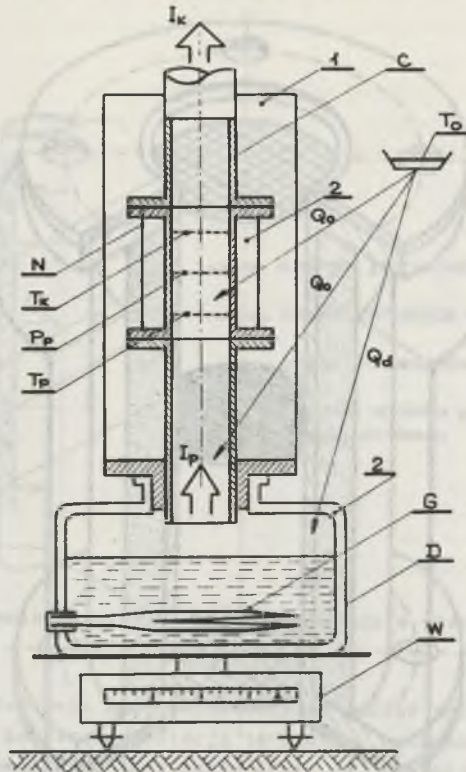


Rys. 4. Przepływomierz Thomsona do pomiaru masy pary azotu

1 - termorezystory platynowe, 2 - grzejnik pomiarowy, 3 - cylindryczny przewód gazowy, 4 - izolacja perlitowo-próżniowa, 5 - uszczelki korkowo-pieczynowe, 6 - materiał izolacyjny, 7 - osłona izolacji termicznej

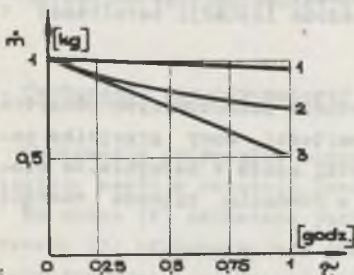
Cechowania przyrządów dokonuje się na podstawie jednoczesnych odczytów temperatur gazu (T_p, T_k) w przepływomierzu i wartości mocy grzejnika pomiarowego oraz wskazań wagi określających ubytki azotu w naczyniu. Ze wzajemnej zależności zmierzonych wielkości oraz z równania bilansu energii wynika, że:

$$\dot{m} = \frac{\dot{P}_e + \dot{Q}_o}{C_p(T_k - T_p)} \quad (6)$$



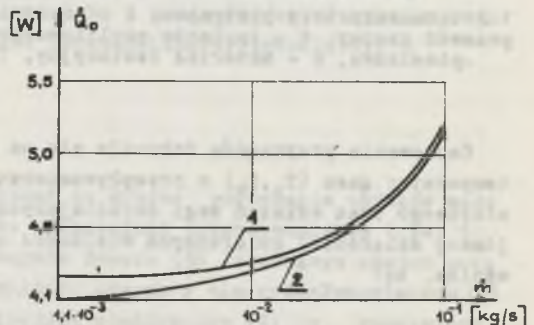
Rys. 5. Stanowisko cechowania przepływomierzy Thomsona

1 - izolacja termiczna, 2 - izolacja termiczna próżniowa, Q_o, Q_d - ciepło wnikające z otoczenia; I_p, I_k - entalpie gazu



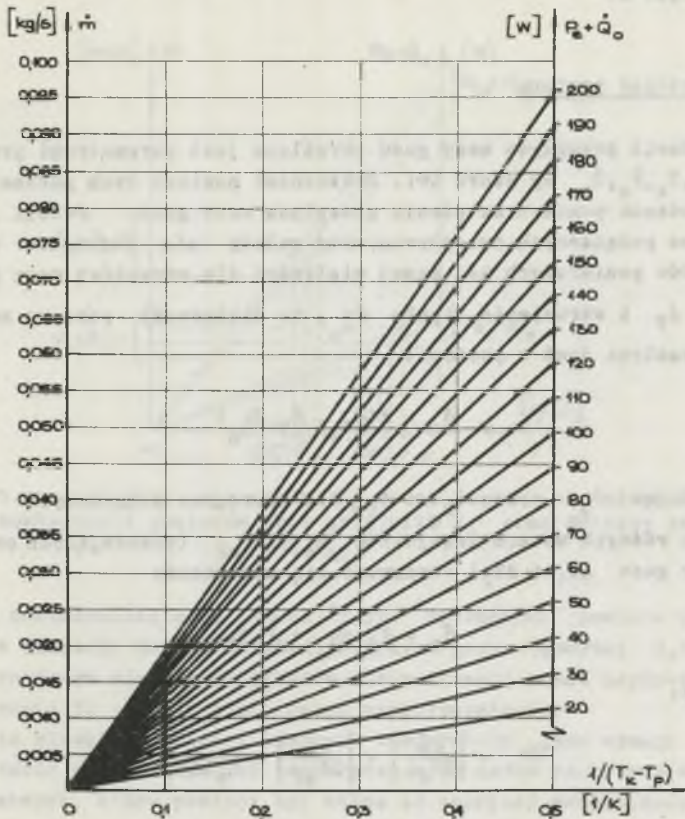
Rys. 6. Wskazania wagi w funkcji czasu dla różnych mocy grzejnika elektrycznego w naczyniu Dewara

1 - $P_G = 0$, 2 - $P_G > 0$, 3 - $P_G \gg 0$



Rys. 7. Energia cieplna wnikająca z otoczenia do odcinka pomiarowego przepływomierza Thomsona w zależności od natężenia przepływu masy pary azotu \dot{m} dla różnych mocy grzejnika pomiarowego

1 - $P_e = 5$ W, 2 - $P_e = 600$ W



Rys. 8. Natężenie przepływu strumienia masy pary azotu w zależności od temperatur T_k i T_p siatek platynowych przepływomierza Thomsona dla różnych wartości mocy jego grzejnika pomiarowego P_e i strumienia ciepła \dot{Q}_0 wnikającego z otoczenia^e

Wzór ten stanowi podstawę do cechowania przepływomierzy i określa ciepło wnikające z otoczenia do ich odcinków pomiarowych w warunkach stanowiska cechowania. Strumień ciepła wnikającego z otoczenia do przepływomierza w zależności od natężenia przepływu gazu dla różnych mocy grzejnika pomiarowego (P_e) pokazano na rys. 7.

W wyniku badań stwierdzono, że zależność pokazana na rys. 7 jest praktycznie taka sama dla wszystkich cechowanych przepływomierzy pod warunkiem jednakowej i dobrze wykonanej izolacji termicznej przyrządów i przewodów gazowych. Pomiar strumienia masy gazu i cechowanie przyrządów jest ułatwiony przy ustalonych wartościach mocy grzejnika pomiarowego. Przy różnych natężeniach przepływu gazu, regulowanych mocą grzejnika w naczyniu

Dewara, zależność strumienia (\dot{m}) od temperatur (T_k, T_p) ma przebieg taki jak na rys. 8.

4. Dokładność pomiaru

Natężenie przepływu masy gazu określone jest parametrami przepływomierza $T_p, T_k, \dot{P}_e, \dot{Q}_o$ wg wzoru (6). Dokładność pomiaru tych parametrów określa dokładność pomiaru natężenia przepływu masy gazu. Jeżeli dla dwóch szeregowo połączonych przepływomierzy założy się jednakowe dokładności przyrządów pomiarowych tej samej wielkości dla odczytów: mocy \dot{P}_e , temperatury δ_T i strumienia ciepła $\delta \dot{Q}_o$, to dokładność pomiaru masy pary azotu określona jest w postaci:

$$\delta_m = f(\delta_{P_e}, \delta_T, \delta \dot{Q}_o) \quad (7)$$

Wyrażając $\delta \dot{Q}_o$ przez δ_{P_e} i δ_T dla szeregowo połączonych przepływomierzy o różnych mocach grzejników P_{e1} i P_{e2} (powodujących przyrosty temperatury gazu ΔT_1 i ΔT_2) otrzymuje się zależność:

$$\delta_m = \delta_{P_e} \delta_{P_e} + \delta_T \delta_T, \quad (8)$$

w której:

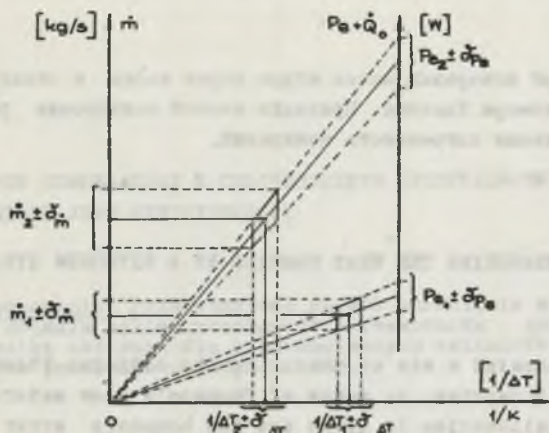
$$\delta_{P_e} = \left| \frac{\partial \dot{m}}{\partial P_{e1}} \right| + \left| \frac{\partial \dot{m}}{\partial P_{e2}} \right| = \frac{2}{C_p (\Delta T_1 - \Delta T_2)}$$

$$\delta_T = \left| \frac{\partial \dot{m}}{\partial \Delta T_1} \right| + \left| \frac{\partial \dot{m}}{\partial \Delta T_2} \right| = \frac{2}{\Delta T_1 - \Delta T_2}$$

Na podstawie kilkuset pomiarów strumienia masy par azotu, wykonanych za pomocą przepływomierzy na stanowisku cechowania z uchybem granicznym wagi $\pm 0,02\%$, ustalono dokładność pomiaru gazu. W zakresie natężeń przepływu $1,1 \cdot 10^{-2} \dots 9,6 \cdot 10^{-2} \frac{\text{kg}}{\text{s}}$ otrzymano powtarzalne wyniki z dokładnością $\pm 1,1 \dots \pm 2,6\%$. Zależność między uchybami pomiaru masy pary azotu, temperatury i mocy grzejnika pomiarowego zilustrowano na przykładzie jednego przepływomierza (rys. 9).

5. Wnioski

1. Zaproponowana metoda pomiaru masy pary azotu i unoszonego z nią ciepła, praktycznie sprawdzona na wielkoprądowym kriotorze, pozwala w zakresie małych natężeń przepływu gazu $(1 \dots 3) \cdot 10^{-2} \text{ kg/s}$ mierzyć energię



Rys. 9. Uchylb pomiaru masy pary azotu $\delta_{\dot{m}}$ w zależności od natężenia jej przepływu i dokładności pomiarów mocy grzejnika δ_{P_e} oraz różnicy temperatur $\delta_{\Delta T}$

cieplną z dokładnością od $+1,1\%$ do $\pm 1,3\%$. Dokładność pomiaru energii cieplnej w zakresie dużych natężeń przepływu gazu (powyżej $0,2 \text{ kg/s}$) zależy w znacznym stopniu od efektów minimalizacji wahań napływu ciepła z otoczenia do odcinka pomiarowego przepływomierza.

- Zapewnienie klasy dokładności pomiarów temperatury gazu wymaga zachowania kształtu charakterystyki temperaturowych zmian rezystywności siatek platynowych, które powinny być wolne od naprężeń mechanicznych.

LITERATURA

- [1] Karwen und Zahlen für die Temperaturtechnik Gesellschaft für Linde Eismaschinen AG. München 1955.
- [2] Piętka E.: Badania współzależności między parametrami elektrycznymi i cieplnymi na wybranych modelach aluminiowych przewodników krioporowych w temperaturze ciekłego azotu. Praca doktorska. Politechnika Śląska, Gliwice 1979.

Recenzent: prof. sw. dr hab. inż. Czesław Królikowski

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

МЕТОД ИЗМЕРЕНИЯ ТЕПЛА ОТВОДИМОГО СТРУЕЙ ПАРОВ АЗОТА**Резюме**

Показан способ измерения массы струи паров азота и отводимого لها тепла с помощью расходомера Томсона. Приведён способ калибровки расходомеров, определена предельная погрешность измерений.

THE METHOD OF MEASURING THE HEAT CARRIED BY A NITROGEN STEAM JET**Summary**

There is presented a way of measuring the nitrogen steam jet together with the heat it carries, by means of Thomson's flow meters. The method of flow-meter calibration is given and the boundary error of measurement was determined.

Edmund PIĘTKA

Jerzy ŻACZEK

WPŁYW GRADIENTU TEMPERATURY W CYLINDRYCZNYM KRIOPRZEWODNIKU NA LOKALNE ZMIANY JEGO REZYSTYWNOŚCI

Streszczenie. Przedstawiono sposób określania gradientu temperatury w ścianie cylindrycznego krioprzewodnika obciążonego prądem oraz wyniki obliczeń dla cienkościennych cylindrów aluminiowych zamurzonych poziomo w ciekłym azocie.

1. Wstęp

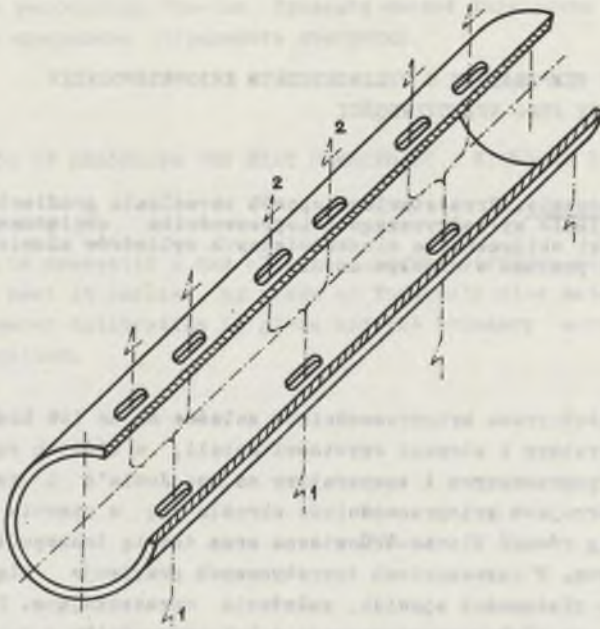
Parametry elektryczne krioprzewodników zależne są od ich konfiguracji, wymiarów, temperatury i stopnia czystości metali, z których są wykonane. Wpływ wymiarów poprzecznych i temperatury na moc Joule'a i rozkład jej gęstości w przekrojach krioprzewodników określa się w oparciu o równania Maxwella, teorię równań Blocha-Grüneisena oraz teorię transportu w ośrodkach jednorodnych. W rozważaniach teoretycznych przyjmuje się niekiedy, niezbędne wobec złożoności zjawisk, założenia upraszczające. Przy określaniu efektów pola elektromagnetycznego w krioprzewodniku z reguły zakłada się jednakową w przekroju i na powierzchni temperaturę. Założenie to byłoby spełnione pod warunkiem jednakowej struktury metalu oraz izotermiczności ciepła Joule'a w przekroju. W rzeczywistości jednak przepływ ciepła z obszaru przewodnika do kriocieciszcy napotyka na opór termiczny powodujący lokalne zmiany temperatury i związane z nią zmiany rezystywności w przekroju.

Celem rozważań jest ocena wpływu gradientu temperatury w ścianie cylindrycznego krioprzewodnika na lokalne zmiany rezystywności w jego przekroju, a tym samym ocena konsekwencji przyjmowania założenia o izotermiczności energii cieplnej w przekroju.

2. Temperatury w przekroju ścian cylindrycznych krioprzewodników

Rozpatruje się temperatury w przekroju aluminiowych krioprzewodników w ciekłym azocie, dla zadanej funkcji objętościowej gęstości źródła ciepła. Przedmiotem badań jest prostoliniowy przewodnik cylindryczny o promieniu wewnętrznym r_1 i promieniu zewnętrznym r_2 , umieszczony poziomo w krio-

cieczy i nagrzewany prądem przemiennym 50 Hz. W ściankach cylindrów przewidziano otwory (rys. 1), których zadaniem jest umożliwienie swobodnego dostępu kriocieczy do obydwu powierzchni cylindra.



Rys. 1. Fragment aluminiowego przewodnika cylindrycznego z otworami dla przepływu kriocieczy

1 - wlot, 2 - wylot

Zakłada się, że właściwości fizyczne przewodnika są jednorodne i stałe. Przyjmuje się również jednakowe warunki chłodzenia każdego miejsca powierzchni przewodnika na drodze przejmowania ciepła przez azot. Źródłem ciepła jest moc Joule'a, a rozkład jej gęstości w przekroju przewodnika, stanowiący objętościową funkcję źródła ciepła, dany jest w postaci [1]:

$$P_v(r) = \frac{I^2 \omega \mu}{(2\pi r_2)^2 G^2(\alpha, r_1, r_2)} \left\{ M_{K0}^2(\alpha r_1) M_{J0}^2(\alpha r) + M_{J0}'(\alpha r) M_{K0}^2(\alpha r) + \right. \\ \left. + 2M_{K0}'(\alpha r_1) M_{J0}'(\alpha r_1) M_{J0}(\alpha r) M_{K0}(\alpha r) \cos[\varphi_{J0}(\alpha r) + \varphi_{K0}(\alpha r) + \right. \\ \left. + \varphi_{J0}'(\alpha r_1) + \varphi_{K0}'(\alpha r_1)] \right\}, \quad (1)$$

w której:

- I - natężenie prądu,
- ω - pulsacja,
- μ - przenikalność magnetyczna,
- r - promień cylindra zawarty w przedziale $r_1 \geq r \geq r_2$.

Funkcje Kelvina-Thomsona

$$G(\alpha, r_1, r_2) = (a^2 + b^2)^{\frac{1}{2}}$$

$$a = \operatorname{ber}'(\alpha r_2) \operatorname{Kei}(\alpha r_1) + \operatorname{bei}(\alpha r_2) \operatorname{Ker}'(\alpha r_1) - \operatorname{ber}'(\alpha r_1) \operatorname{Kei}(\alpha r_2) + \\ - \operatorname{bei}(\alpha r_1) \operatorname{Ker}'(\alpha r_2)$$

$$b = \operatorname{bei}(\alpha r_2) \operatorname{Kei}(\alpha r_1) - \operatorname{ber}'(\alpha r_2) \operatorname{Ker}'(\alpha r_1) + \operatorname{ber}'(\alpha r_1) \operatorname{Ker}'(\alpha r_2) + \\ - \operatorname{bei}(\alpha r_1) \operatorname{Kei}(\alpha r_2)$$

$$\varphi_G(\alpha, r_1, r_2) = \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{b}{a}$$

$$M_{K_0}(\alpha r) = \left\{ \left[\operatorname{Ker}(\alpha r) \right]^2 + \left[\operatorname{Kei}(\alpha r) \right]^2 \right\}^{\frac{1}{2}}$$

$$\varphi_{K_0}(\alpha r) = \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\operatorname{Ker}(\alpha r)}{\operatorname{Kei}(\alpha r)}$$

$$M_{J_0}(\alpha r) = \left\{ \left[\operatorname{bei}(\alpha r) \right]^2 + \left[\operatorname{ber}(\alpha r) \right]^2 \right\}^{\frac{1}{2}}$$

$$\varphi_{J_0}(\alpha r) = \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{\operatorname{bei}(\alpha r)}{\operatorname{ber}(\alpha r)}$$

gdzie:

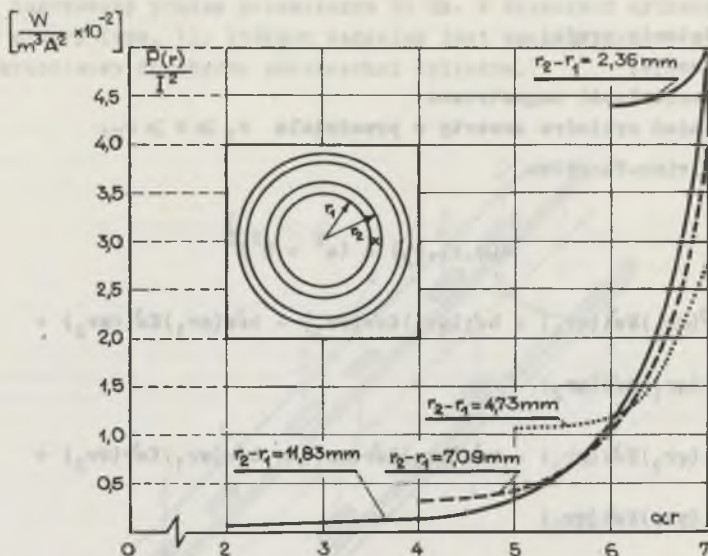
$M'_{K_0}(\alpha r)$; $M'_{J_0}(\alpha r)$ - pochodne funkcji $M_{K_0}(\alpha r)$ i $M_{J_0}(\alpha r)$,

α - składowa argumentu funkcji Kelvina-Thomsona =

$$\alpha = \left[\frac{\omega \mu}{\rho_B(T)} \right]^{\frac{1}{2}},$$

$\rho_B(T)$ - funkcja Blocha-Grüneisena [1].

Funkcja (1) określa rozkład gęstości mocy Joule'a w przewodniku cylindrycznym w zależności od temperatury jego powierzchni, grubości ścian, czystości metalu i uśrednionego stopnia zdefektowania struktury krystalicznej metalu. Rozkład gęstości mocy Joule'a w ściankach aluminiowych cylindrów zanurzonych w ciekłym azocie zilustrowano w postaci $P(r)/I^2 = f(\alpha r)$ na rys. 2.



Rys. 2. Rozkład gęstości mocy Joule'a w aluminiowych (AL 99,995) krioprzewodnikach z prądem przemiennym 50 Hz, w zależności od parametru αr dla różnych grubości ścian cylindrów. Rezystywność metalu $\rho_{AL770K} = 221 \cdot 10^{-11} \Omega m$ wartość składowej parametru $\alpha = 422,65 \text{ 1/m}$

Punktem wyjścia w rozważaniach zmierzających do wyznaczenia gradientów temperatury w ściankach cylindra jest równanie przewodnictwa. Równanie to dla przyjętej symetrii kołowej temperatury, wynikającej z założenia jednokowych warunków chłodzenia każdego miejsca powierzchni przewodnika, przyjmuje postać [2]:

$$T(r) = T(r_1) = - \frac{P_v}{4\lambda} (r^2 - r_1^2) + C \ln \frac{r}{r_1} \quad (2)$$

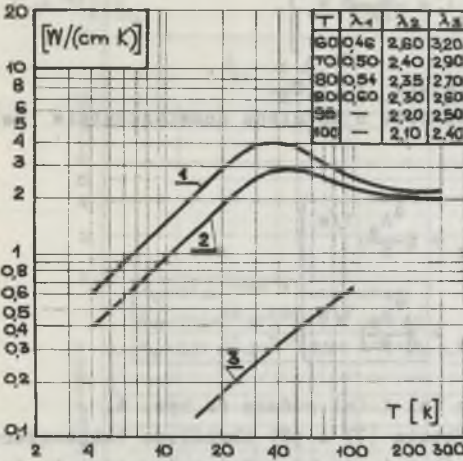
w której:

- r - promień cylindra sawarty w przedziale $r_1 \leq r \leq r_2$,
- λ - współczynnik przewodzenia ciepła,
- P_v - funkcja objętościowej gęstości źródła ciepła,
- C - stała całkowania.

Poszukuje się rozwiązania tego równania przy założeniu, że współczynnik przewodzenia ciepła w przekroju przewodnika ma stałą wartość w zakresie niewielkich zmian temperatury ($\Delta T = 0 \dots 3 \text{ K}$). Założenie to usprawiedliwia przedstawioną na rys. 3 zależność temperaturowych zmian współczynnika λ , zwłaszcza dla przewodników o dużym stopniu czystości metalu.

Stałą całkowania C w równaniu (2) można wyrazić za pomocą promienia r_m , na którym wystąpi maksymalna temperatura w przekroju ścianki cylindra

Promień ten dzieli przekrój ścianki na dwa pierścienie w ten sposób, że z mniejszego pierścienia ciepło spływa do obszaru wewnętrznego, a z pierścienia większego odpływa na zewnątrz cylindra.



Rys. 3. Współczynnik przewodzenia ciepła dla aluminium w zależności od temperatury [3, 4] dla różnych stopni czystości metalu:

1 - AL 99,995, 2 - AL 99,998, 3 - AL 98,5

$$\left. \begin{aligned} \pi (r_m^2 - r_1^2) P_v &= 2\pi r_1 \dot{q}_A (T_1 - T_s) \\ \pi (r_2^2 - r_m^2) P_v &= 2\pi r_2 \dot{q}_A (T_2 - T_s) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

w których:

- \dot{q}_A - strumień ciepła na jednostkę powierzchni ścian cylindra,
- T_1, T_2 - temperatury na powierzchni wewnętrznej i zewnętrznej ściany cylindra,
- T_s - temperatura nasycenia azotu.

Dzieląc równania stronami w zależności (5), określono promień rozdziału strumienia ciepła w przekroju ścian cylindrów

$$r_m = \sqrt{r_1 r_2} \quad (6)$$

Wartości r_m odpowiadają strumieniowi ciepła na powierzchni zewnętrznej i wewnętrznej ściany cylindra

Dobór stałej C w postaci [2]:

$$C = \frac{P_v}{2\lambda} r_m^2 \quad (3)$$

zapewnia spełnienie warunku

$$\frac{d P_v(r_m)}{dr} = 0 \quad (4)$$

dla $r = r_m$.

Przyjmując w oparciu o eksperymentalne wyniki badań [1] jednakowe temperatury na powierzchni zewnętrznej i wewnętrznej ściany cylindrów, określa się ciepło spływające z nich do azotu. Ilość tego ciepła dzieli się na dwa strumienie - wewnętrzny i zewnętrzny, proporcjonalne do objętości pierścieni, wg zależności:

$$\left. \begin{aligned} \dot{q}_{A_z} (T_1 - T_s) &= \frac{r_m^2 - r_1^2}{2r_1} P_v \\ \dot{q}_{A_w} (T_2 - T_s) &= \frac{r_2^2 - r_m^2}{2r_2} P_v \end{aligned} \right\}, \quad (7)$$

którym przyporządkowane są temperatury T_1 i T_2 .

Temperatury te można określić w oparciu o ustaloną doświadczalnie zależność [1]:

$$\left. \begin{aligned} T_1 &= T_s + \left(\frac{\dot{q}_{A_z}}{a} \right)^{1/n} \\ T_2 &= T_s + \left(\frac{\dot{q}_{A_w}}{a} \right)^{1/n} \end{aligned} \right\}, \quad (8)$$

dla której wartości współczynnika (a) i (n) podano na rys. 4.

Uwzględniając ostatnie dwa równania (7) i (8) określono temperatury na powierzchni ścian cylindra w zależności od objętościowej gęstości źródła ciepła

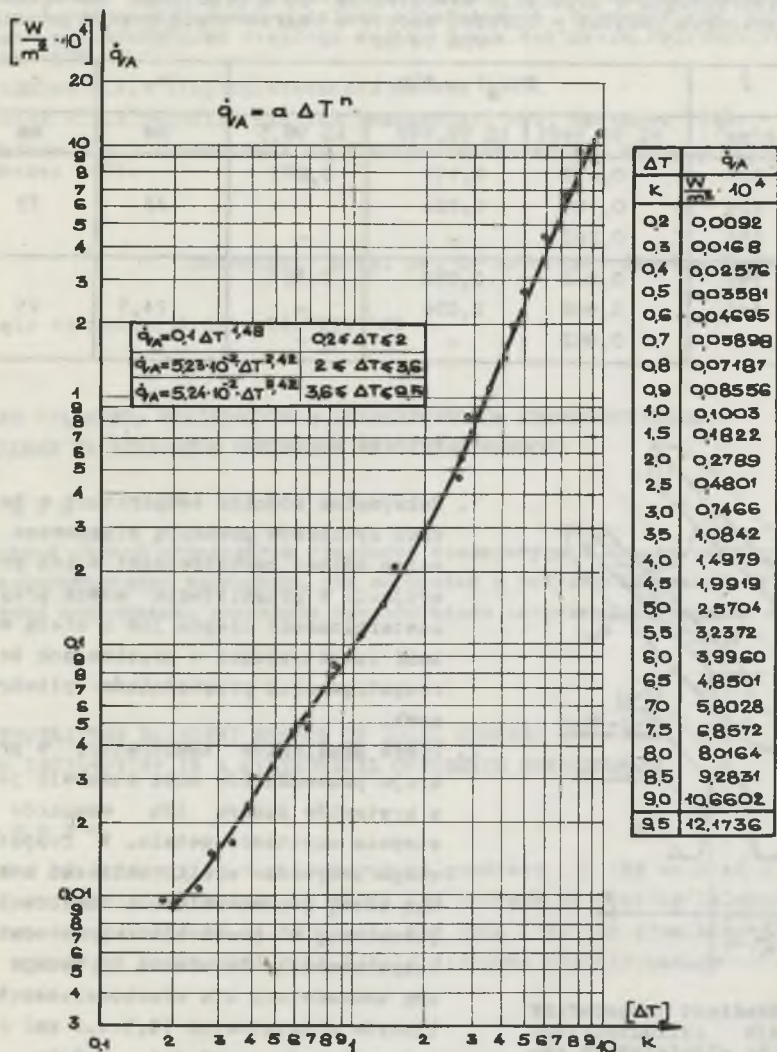
$$\left. \begin{aligned} T_1 &= T_s + \left(\frac{1}{a} \cdot \frac{r_m^2 - r_1^2}{2r_1} P_v \right)^{1/n} \\ T_2 &= T_s + \left(\frac{1}{a} \cdot \frac{r_2^2 - r_m^2}{2r_2} P_v \right)^{1/n} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Dla maksymalnych gęstości źródła ciepła ($486 \cdot 10^6 \dots 121 \cdot 10^6 \text{ W/m}^3$) różnica temperatury na powierzchni wewnętrznej i zewnętrznej cienkich ścian cylindrów (0,5...3 mm) nie przekracza wartości $T_2 - T_1 \leq 0,007 \text{ K}$, uzasadniając dopuszczalność założenia $T_1 = T_2$.

Maksymalne różnice temperatury w przekroju sianki cylindra określają równania (2) i (3) w postaci:

$$T(r_m) - T(r_1) = \frac{P_v}{2\lambda} \left[r_m^2 \ln \frac{r_m}{r_1} - \frac{1}{2} (r_m^2 - r_1^2) \right] \quad (10)$$

Uwzględniając w równaniu (1) temperaturowe zmiany rezystywności przedstawiono na rys. 5 maksymalne różnice temperatur w ścianie cylindra. Wartości liczbowe zestawiono w tabelicy 1.

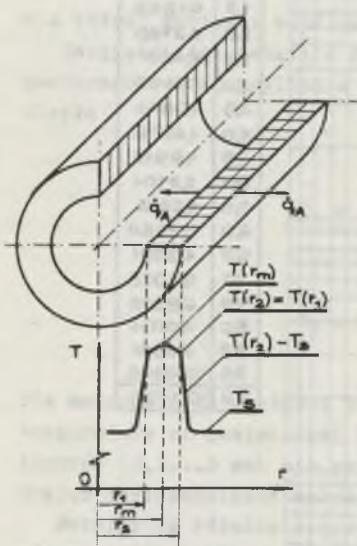


Rys. 4. Przyrost temperatury ΔT na powierzchni przewodników zanurzonych w ciekłym asocie w zależności od gęstości strumienia ciepła na ich powierzchni [1]

Tablica 1

Maksymalne różnice temperatury w przekroju ścianki aluminiowych przewodników cylindrycznych o promieniu wewnętrznym r_1 i promieniu zewnętrznym r_2 , umieszczonych poziomo w ciekłym azocie i nagrzewanych prądem przemiennym 50 Hz

Lp.	J A/mm ²	$T(r_m) - T(r_1)$			r_1 mm	r_2 mm
		AL 99,9995	AL 99,998	AL 98,5		
1	200	0,418	0,178	0,673	23	25
2	225	0,187	0,224	-		
3	235	0,203	-	-		
4	395	0,042	0,050	0,197	24,5	25
5	442	0,046	0,056	-		
6	470	0,052	-	-		



Rys. 5. Gradient temperatury w przekroju cylindrycznego przewodnika aluminiowego zanurzonego w ciekłym azocie i nagrzewanego prądem przemiennym 50 Hz

T_n - temperatura nasycenia azotu

3. Wnioski

1. Maksymalne różnice temperatury w ściankach cylindrów powodują nieznaczne lokalne zmiany rezystywności w ich przekrojach. W przybliżeniu można przyjąć izotermiczność ciepła jak i stałą wartość rezystywności w przekrojach ścian rozpatrywanych przewodników cylindrycznych.
2. Ocena gradientów temperatury w przekroju przewodników może stanowić jedno z kryteriów doboru ich wymiarów i stopnia czystości metalu. W rozpatrywanym przypadku wyniki obliczeń stanowią ocenę dopuszczalności założenia - jednakowej w przekroju przewodników rezystywności. Założenie to wydaje się być uzasadnione dla cienkościennych cylindrów aluminiowych (0,5...2 mm) o wysokim stopniu czystości metalu (AL 99,9995...AL 99,998).

LITERATURA

- [1] Piętka E.: Badania współzależności między parametrami elektrycznymi i cieplnymi na wybranych modelach aluminiowych przewodników kriooporowych w temperaturze ciekłego azotu. Praca doktorska. Politechnika Śląska 1979.
- [2] Judajew B.N.: Tiejłopieredacza. Moskwa 1973.
- [3] Scott R.B.: Technika niskich temperatur. WNT, Warszawa 1963.
- [4] Małkow M.P.: Sprawocznik po fizyko-technicznych osnowach kriogeniki, Moskwa 1973.

Recenzent: prof. zw. dr hab. inż. Czesław Królikowski

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

ВЛИЯНИЕ ГРАДИЕНТА ТЕМПЕРАТУРЫ В ЦИЛИНДРИЧЕСКОМ КРИОРЕЗИСТИВНОМ ПРОВОДНИКЕ НА ЛОКАЛЬНЫЕ ИЗМЕНЕНИЯ ЕГО РЕЗИСТИВНОСТИ

Резюме

Показан способ определения градиента температуры в стенке цилиндрического криорезистивного проводника под нагрузкой и результаты расчётов для тонкостенных алюминиевых цилиндров горизонтально погруженных в жидком азоте.

THE TEMPERATURE GRADIENT EFFECT ON LOCAL CHANGES OF ITS RESISTIVITY IN A CYLINDRICAL CRYOGENIC CONDUCTOR

Summary

A way of determining the temperature gradient in the wall of a cylindrical cryogenic conductor, in which the current is flowing is presented. Moreover the results of calculations for thin-walled aluminium cylinders submerged horizontally in liquid nitrogen are discussed.

Edmund PIĘTKA

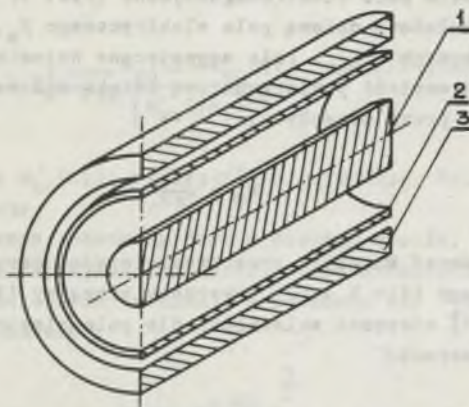
STRATY MOCY W EKRANIE ELEKTROMAGNETYCZNYM KANALU KRIOPRZEWODU

Stresssczenie. Przedstawiono sposób określania strat mocy czynnej w ekranie elektromagnetycznym kanału krioprzewodu, wyniki obliczeń oraz wyniki pomiarów na modelu fizycznym.

1. Wstęp

Pole elektromagnetyczne wokół przewodnika z prądem powoduje straty energii w postaci ciepła, wytwarzanego w metalowej osłonie termicznej krioprzewodu. Opanowanie skutków cieplnych i energetycznych przy dużej koncentracji pól rozproszonych, działających na stalowe elementy konstrukcyjne krioprzewodu, ma istotne znaczenie dla jego prawidłowej eksploatacji. Jednym ze skutecznych rozwiązań praktycznych zmierzających do zmniejszenia tych strat jest ekranowanie elektromagnetyczne wewnętrznej części osłony termicznej, swanej kanałem krioprzewodu (rys. 1).

Stalową ścianę tego kanału osłania cylindryczny ekran miedziany, w którym straty energii, dzięki dużej konduktywności miedzi, wykazują mniejszą wartość niż w stali.

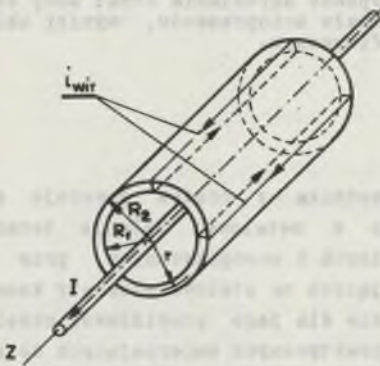


Rys. 1. Ekran elektromagnetyczny w kanale krioprzewodu

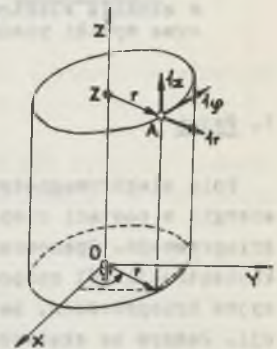
1 - krioprzewodnik, 2 - ekran elektromagnetyczny, 3 - ściana stalowa kanału krioprzewodu

2. Strumień energii elektromagnetycznej w ekranie

Rozpatruje się pole elektromagnetyczne i straty mocy w ekranie cylindrycznym, otaczającym krioprzewodnik, w którym wymuszony jest prąd przemienny 50 Hz. Do rozważań przyjmuje się układ współrzędnych cylindrycznych (rys. 2), którego oś (z) pokrywa się z osią przewodnika i ma kierunek zgodny z kierunkiem prądu w rozpatrywanej chwili.



Rys. 2. Przepływ prądów wirowych i_{wir} w ekranie elektromagnetycznym kanału krioprzewodu



Rys. 3. Układ współrzędnych cylindrycznych

W układzie takim pole elektromagnetyczne (rys. 3) ma we wnętrzu ściany ekranu jedynie składową osiową pola elektrycznego E_z , skierowaną wzdłuż linii prądów wirowych i_{wir} . Pole magnetyczne natomiast ma wyłącznie składową H_ϕ , której wartość powierzchniową dzięki osiowej symetrii układu można obliczyć z prawa przepływu:

$$H_\phi = \frac{\sqrt{2} I}{2\pi R_1} \quad (1)$$

Korzystając z równań Maxwella oraz uwzględniając warunek bezźródłowości pola elektrycznego ($\text{div } E = 0$) i warunek brzegowy (1), można na drodze przekształceń [1] otrzymać zależności dla pola elektrycznego i magnetycznego w ścianie ekranu:

$$\underline{E}_z(r) = H_\phi \sqrt{\omega \mu \rho} \frac{M_{ko}(\alpha r)}{M'_{ko}(\alpha R_1)} e^{j\varphi(\alpha r)} \quad (2)$$

$$\underline{H}(r) = H_{\varphi} \frac{M'_{ko}(\alpha r)}{M'_{ko}(\alpha R_1)} e^{j\left[\varphi'(\alpha r) - \frac{\pi}{2}\right]}, \quad (3)$$

gdzie:

- μ - przenikalność magnetyczna ekranu ($\mu = \text{const}$),
- ρ - rezystywność ekranu,
- R_1 - promień wewnętrzny ekranu,
- r - promień w ścianie ekranu, zawarty w granicach $R_1 \leq r \leq R_2$,
- $M_{ko}(\alpha r)$; $M'_{ko}(\alpha r)$; $\varphi(\alpha r)$; $\varphi'(\alpha r)$ - funkcja Kelvina-Thomsona i ich pochodne oraz argumenty,
- α - składowa argumentu funkcji Kelvina-Thomsona.

Rozpatrywany ekran z punktu widzenia klasyfikacji jest otwartym nieprawidłowym ekranem, w którym pole przedostaje się wzdłuż powierzchni jego ściany wewnętrznej na powierzchnię zewnętrzną ściany. Ekran taki narażone są na działanie fali elektromagnetycznej zarówno na ich powierzchni wewnętrznej, jak i powierzchni zewnętrznej, a w literaturze [2] nazywane są ekranami o obustronnym podaniu fali. Strumień energii elektromagnetycznej wnikającej do ekranu i wywołany przez nią skutek cieplny zależne są od wartości prądu w przewodniku oraz właściwości elektrycznych i magnetycznych ekranu. Strumień tej energii rozpatrywany w czasie jednej sekundy jest utożsamiany z mocą i może być określony na drodze analitycznej. Jedną ze stosowanych i sprawdzonych doświadczalnie metod obliczania strat mocy elektromagnetycznej w ekranach otwartych jest metoda [2] określania zespolonego strumienia mocy. Strumień tej mocy określany jest na podstawie wektora Poyntinga. Wektor zespolony Poyntinga, zdefiniowany jako iloczyn wektorowy wartości skutecznej zespolonej natężenia pola elektrycznego i wartości skutecznej sprzężonej natężenia pola magnetycznego, przyjmuje postać:

$$\underline{P}(r-R_1) = H_{\varphi}^2 \sqrt{\omega \mu \rho} \frac{M_{ko}(\alpha r) M'_{ko}(\alpha r)}{\left[M'_{ko}(\alpha R_1)\right]^2} e^{j\left[\varphi(\alpha r) - \varphi'(\alpha r) + \frac{\pi}{2}\right]}, \quad (4)$$

w której: $M_{ko}(\alpha r)$; $M'_{ko}(\alpha r)$; $\varphi(\alpha r)$; $\varphi'(\alpha r)$ - funkcje Kelvina-Thomsona, ich pochodne i argumenty.

Rozpatrywany ekran zanurzony jest w ciekłym azocie, a wytworzona w nim energia cieplna zależna jest również od temperaturowych zmian rezystywności jego metalu. Zależność tę ujmuje w równaniu (4) składowa argumentu funkcji Kelvina-Thomsona

$$\alpha = \left(\frac{\omega \mu}{\rho(T)}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (5)$$

dla której temperaturowe zmiany rezystywności ekranu określa funkcja Blocha-Grüneisena w postaci [3]:

$$\varphi(T) = \frac{K M^5}{M \Theta^6} \int_0^{\Theta} \frac{x^5 dx}{(e^x - 1)(1 - e^{-x})}, \quad (6)$$

w której:

- M - masa atomowa metalu,
- K - stała charakterystyczna metalu,
- Θ - temperatura Debye'a.

Istotny wpływ na wartość strat mocy w ekranie ma również grubość jego ściany i związane z nią odbicia wewnętrzne fali elektromagnetycznej. Obliczenia analityczne strat mocy wymagają uwzględnienia odbić wewnętrznych fali w ścianie ekranu, gdyż fala padająca na jego powierzchnię przewodnika na przeciwległą jego stronę, nie zdążywszy wygasnąć przed dojściem do ściany przeciwległej. Efekty tego zjawiska określono w oparciu o prawa falowe i przebiegi procesów tłumienia fal elektromagnetycznych w ośrodkach rezystancyjnych [2]. Dla rozpatrywanego przypadku przyjmują one doświadczalnie sprawdzoną [2] postać:

$$\xi = \frac{\operatorname{sh} \sqrt{\frac{\omega \mu}{2 \rho}} (R_2 - R_1) - \sin \sqrt{\frac{\omega \mu}{2 \rho}} (R_2 - R_1)}{\operatorname{ch} \sqrt{\frac{\omega \mu}{2 \rho}} (R_2 - R_1) + \cos \sqrt{\frac{\omega \mu}{2 \rho}} (R_2 - R_1)} \quad (7)$$

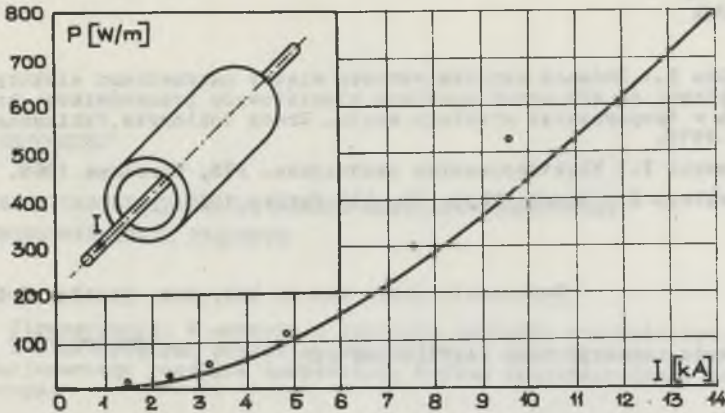
Uwzględniając obustronne padanie fali na ekran oraz współczynnik jego krzywizny $(1 + R_1/R_2)$ określono zespolony strumień mocy wnikaający na drodze elektromagnetycznej do ekranu kanału krioprzewodu:

$$\underline{S} = -2\pi R_1 \left(1 + \frac{R_1}{R_2}\right) H_\varphi^2 \sqrt{\omega \mu \rho} \frac{M_{ko}(\alpha r) M'_{ko}(\alpha r)}{[M'_{ko}(\alpha R_1)]^2} e^{j[\varphi(\alpha r) - \varphi(\alpha R_1) - \frac{\pi}{2}]} \quad (8)$$

Znak minus na początku równania oznacza, że przepływ energii jest zwrócony od przewodnika do ekranu. Straty mocy czynnej stanowią część rzeczywistą strumienia zespolonego mocy i po uwzględnieniu zależności (7) określone są wzorem:

$$P = 2\pi R_1 \left(1 + \frac{R_1}{R_2}\right) \xi H_\varphi^2 \sqrt{\omega \mu \rho} \frac{M_{ko}(\alpha r) M'_{ko}(\alpha r)}{[M'_{ko}(\alpha R_1)]^2} \cos[\varphi(\alpha r) - \varphi(\alpha R_1)] \quad (9)$$

Wyniki obliczeń jednostkowych strat mocy czynnej w cylindrycznym ekranie miedzianym (Cu 99,5) przedstawiono na rys. 4. Badania doświadczalne dla tego samego ekranu, wykonane w oparciu o bilans energii cieplnej kriotoru, dały wyniki zestawione w tabelicy 1.



Rys. 4. Straty mocy czynnej w miedzianym (Cu 99,5) ekranie elektromagnetycznym krioprzewodu w zależności od prądu; promień ekranu $R_1 = 200$ mm; $R_2 = 202$ mm; o - wyniki doświadczalne

Tablica 1

Straty mocy czynnej w miedzianym (Cu 99,5) ekranie elektromagnetycznym kanału krioprzewodu w zależności od prądu w krioprzewodniku (promień ekranu $R_1 = 200$ mm; $R_2 = 202$ mm)

Ip.	I	\dot{I}	P_{ek}	Ip.	I	\dot{I}	P_{ek}
	A	$\frac{A}{mm^2}$	$\frac{W}{m}$		A	$\frac{A}{mm^2}$	$\frac{W}{m}$
1	1450	18,4	14,5	4	4900	62,1	123
2	2300	29,2	36	5	7600	96,9	300
3	3100	39,4	66	6	9600	122,2	530

3. Wnioski

1. Straty energii rozproszenia w kanale krioprzewodu oraz powodowane nimi skutki termiczne w osłonie izolacji cieplnej zmniejszają ekrany elektromagnetyczne.

Skuteczne działanie ekranu zapewnia duży stopień czystości jego metalu i dobra konduktywność w niskiej temperaturze.

2. Zachowanie dobrych parametrów elektrycznych ekranu wymaga skutecznego kompensowania naprężeń mechanicznych, powodowanych siłami skurczów termicznych. Naprężenia te powodują deformację struktury metalu i istotny wzrost jego rezystywności [1].

LITERATURA

- [1] Piętka E.: Badania współzależności między parametrami elektrycznymi i cieplnymi na wybranych modelach aluminiowych przewodników kriooporowych w temperaturze ciekłego azotu. Praca doktorska, Politechnika Śląska 1979.
- [2] Turowski I.: Elektrodynamika techniczna. PWN, Warszawa 1968.
- [3] Grüneisen E.: Annale Phys. 16, 530 Berlin 1933.

Recenzent: prof. zw. dr hab. inż. Czesław Królikowski

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

ПОТЕРИ МОЩНОСТИ В ЭЛЕКТРОМАГНИТНОМ ЭКРАНЕ
КРИОРЕЗИСТИВНОГО ТОКОПРОВОДА

Р е з ю м е

Показан способ определения потерь активной мощности в электромагнитном экране криорезистивного токопровода. Приведены результаты расчётов и результаты измерений на физической модели.

POWER LOSSES IN ELEKTROMAGNETIC ENCLOSURE
OF THE CRYOCONDUCTORS CHANNEL

S u m m a r y

The paper presents the method of determination of active power losses in the electromagnetic enclosure of the cryoconductors channel. It presents also the experimental results of calculations as well as the results of measurements performed on a model.

Gerard BARTODZIEJ

NUMERYCZNE WYZNACZENIE STACJONARNEGO ROZKŁADU TEMPERATURY
W NIEJEDNORODNYM TORZE PRĄDOWYM

Streszczenie. W oparciu o analogie pomiędzy wielkościami cieplnymi i elektrycznymi przedstawiono metodę numerycznego wyznaczenia stacjonarnego rozkładu temperatury wzdłuż niejednorodnego toru prądowego.

1. Wprowadzenie

Tory prądowe aparatów i urządzeń elektrycznych, a także niektóre linie przesyłowe są niejednorodne i wykazują:

- różną gęstość strat mocy wzdłuż toru,
- różne warunki wymiany ciepła z otoczeniem dla poszczególnych odcinków toru,
- występowanie przepływu ciepła przez przewodzenie wzdłuż toru.

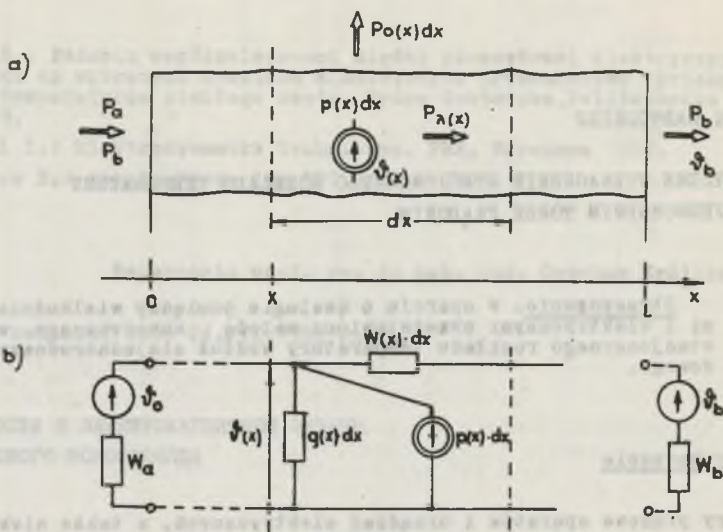
Poprawne określenie obciążalności prądowej długotrwałej dla takich torów wymaga wyznaczenia rozkładu temperatury wzdłuż toru. Dla stanu cieplnego ustalonego można sporządzić cieplny schemat zastępczy toru (rys. 1), wykorzystując analogie pomiędzy wielkościami elektrycznymi i cieplnymi.

Tor prądowy tworzy układ termokinetyczny linearny o parametrach złożonych, w którym:

- $p(x)$ jest gęstością strat mocy w torze (W/m),
- $w(x)$ jest gęstością oporu cieplnego na drodze przepływu mocy wzdłuż toru (K/W.m),
- $g(x)$ jest gęstością konduktancji cieplnej dla przepływu mocy do otoczenia (W/K.m).

Warunki brzegowe (na krańcach toru) mogą być scharakteryzowane za pomocą źródeł temperatury ϑ'_a i ϑ'_b wraz z oporami cieplnymi W_a i W_b (wielkości skupione, jednostka - K/W).

W praktyce możliwe jest uzyskanie opisu analitycznego rozkładu przyrostu temperatury w linearnym układzie termokinetycznym jedynie dla prostych przypadków układu odcinkami jednorodnego dla niewielkiej liczby odcinków (2-3) [1].



Rys. 1. Niejednorodny linearny układ termokinetyczny

a) struktura fizyczna, b) schemat zastępczy w postaci linii o parametrach rozłożonych

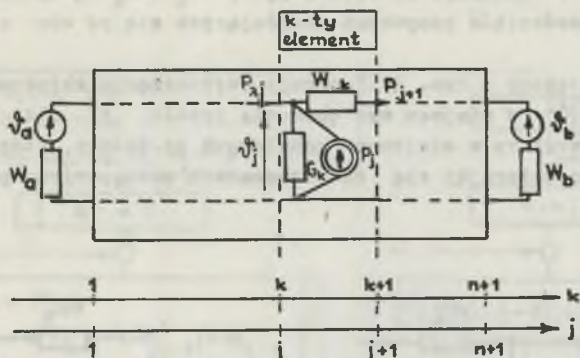
Złożoność opisu analitycznego i jego niewielka przydatność praktyczna skłaniają do opracowania metody numerycznej przydatnej dla dowolnego liniowego układu termokinetycznego.

2. Założenia metody numerycznej

Układ termokinetyczny dzieli się na n elementów skończonych wprowadzając wielkości skupione i zastępuje schematem zastępczym (rys. 2) w postaci łańcucha czwórników aktywnych. Wstępnie przyjmuje się liniowość układu termokinetycznego (niezależność strat mocy oraz oporów cieplnych od przyrostów temperatur).

Schemat zastępczy liniowego układu termokinetycznego stanowi linia o oporach rozłożonych i rozłożonych źródłach mocy. Na końcach linii mogą być wymuszone przyrosty temperatury i może występować obciążenie skupionymi oporami cieplnymi (rys. 2).

Ze względu na organizację rozwiązania numerycznego konieczne jest wprowadzenie podwójnej dyskretnej osi rzędnych. Indeks (współrzędna) j przypisano źródłom mocy. Indeks k oznacza miejsce występowania elementów pasywnych (oporów cieplnych), a także miejsce występowania wielkości składowych pochodzących od źródła mocy lub źródła temperatury w procesie obliczania metodą superpozycji. Szczegółową organizację obliczeń numerycz-



Rys. 2. Schemat zastępczy linearnego układu termokinetycznego w postaci łańcucha czwórników

nych rozkładu przyrostu temperatury i rozpływu mocy w linearnym układzie termokinetycznym, dostępnym w Politechnice Śląskiej¹⁾.

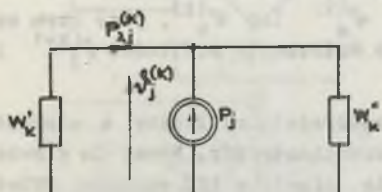
Stosując superpozycję wyznacza się przyrost temperatury w dowolnym miejscu k jako sumę przyrostów składowych:

$$\eta_j^n := \eta_k^n = \sum_{j=1}^n \eta_j^n(k) + \eta_a^n(k) + \eta_b^n(k),$$

przy czym $\eta_j^n(k)$ dla $j = 1 \dots n$ oznacza przyrosty wywołane w miejscu k przez każde źródło mocy; $\eta_a^n(k)$ i $\eta_b^n(k)$ - oznaczają przyrosty wywołane w miejscu k przez źródło temperaturowe. Według metody superpozycji układ

zawierający n źródeł mocy i 2 źródła temperatury zastępuje się $n+2$ układami składowymi zawierającymi tylko jedno źródło (mocy lub temperatury).

Dla każdego układu składowego można uzyskać schemat zastępczy, w którym występują źródło i opory zastępcze reprezentujące elementy pasywne układu składowego. Schemat zastępczy dla źródła w miejscu $j=k$ pokazuje rys. 3.

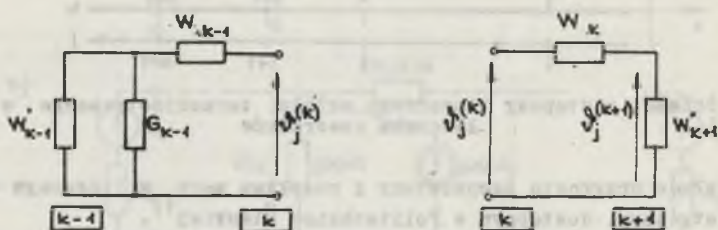


Rys. 3. Wyznaczenie składowego przyrostu temperatury w miejscu występowania źródła

¹⁾ Opracowanie autora "Metoda numeryczna wyznaczenia rozkładu przyrostu temperatury w niejednorodnym linearnym układzie termokinetycznym".

Występujące w schemacie na rys. 3 opory W'_k i W''_k są oporami wejściowymi łańcuchów cswórników pasywnych znajdujących się po obu stronach źródła.

Schemat zastępczy z rys. 3 ilustruje wyznaczenie składowego przyrostu temperatury $\vartheta_j^{(k)}$ w miejscu występowania źródła, tj. dla $j=k$. Składowe przyrosty temperatury w miejscach oddalonych od źródła, które je wymusza, można wyznaczyć opierając się na schematach zastępczych pokazanych na rys. 4.

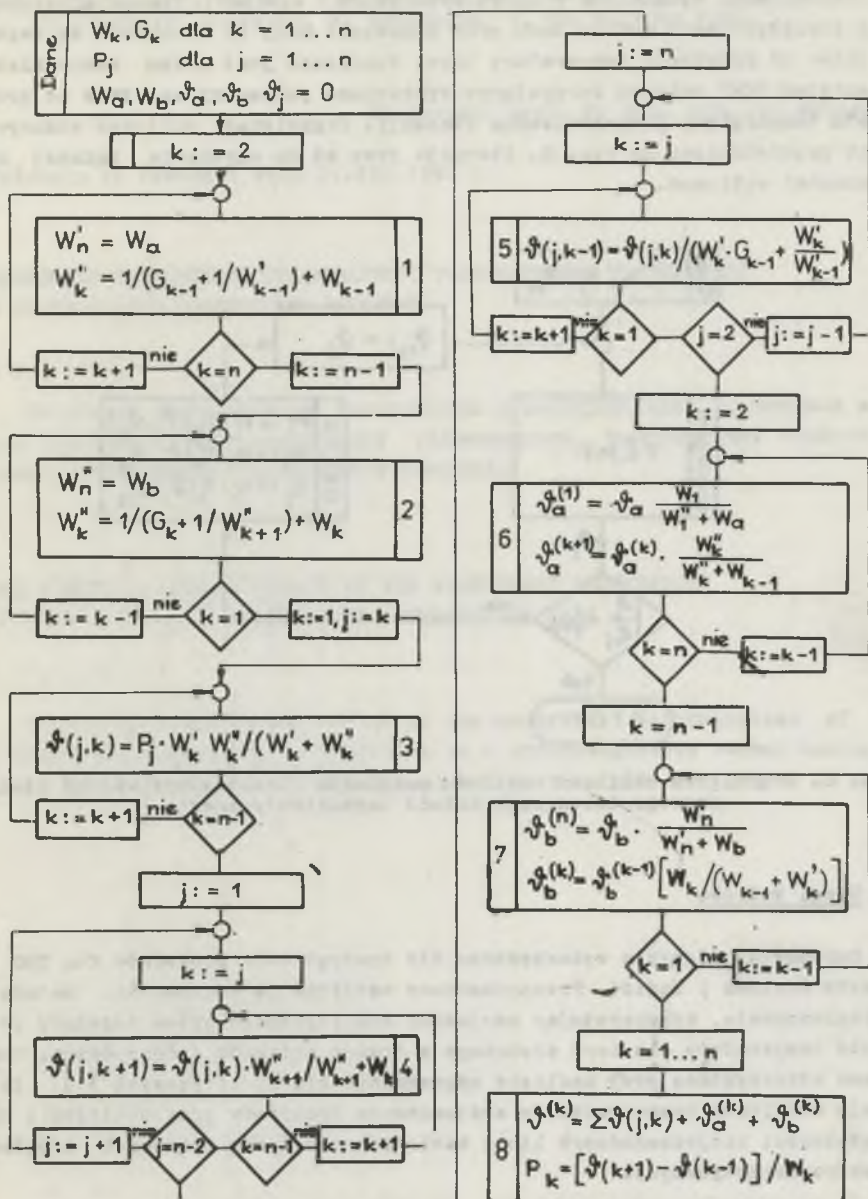


Rys. 4. Schematy ilustrujące wyznaczenie składowych przyrostów temperatury w miejscach oddalonych od źródła

Metoda numeryczna obliczenia rozkładu przyrostu temperatury sprowadzi się zatem do:

- $n+1$ - krotnego wyliczenia oporów wejściowych widzianych z $n+1$ miejsc układu,
- n - krotnego wyliczenia wielkości $\vartheta_j^{(k)}$ dla $k=j$ wynikających ze schematu zastępczego (rys. 3),
- $n(n-1)$ - krotnego wyliczenia wielkości $\vartheta_j^{(k+1)}$ lub $\vartheta_j^{(k-1)}$ wynikających ze schematów zastępczych (rys. 4),
- $2n$ - krotnego wyliczenia wielkości $\vartheta_a^{(k)}$ lub $\vartheta_b^{(k)}$, przy czym sposób wyliczenia jest podobny do wyliczenia wielkości $\vartheta_j^{(k+1)}$ lub $\vartheta_j^{(k-1)}$.

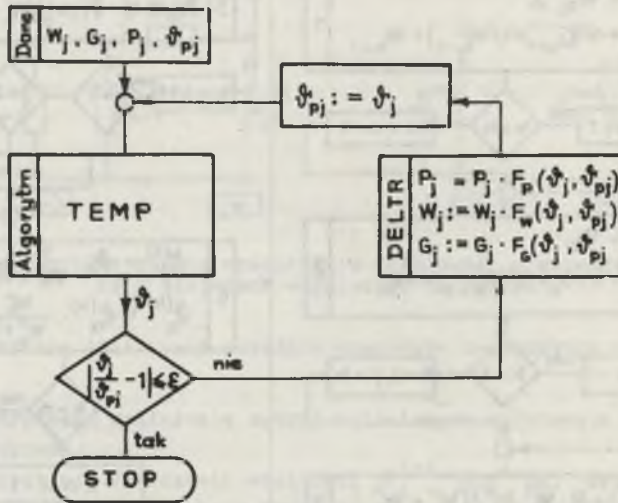
Dokładność wyników obliczeń zależy bezpośrednio od liczby n elementów skończonych, na które podzielono układ termokinetyczny. Nawet dla niewielkiej liczby n (np. $n = 20$) uzyskuje się $n(n+1) = 420$ wartości składowych przyrostów temperatury. Zastosowanie EMC do obliczeń jest nieodzowne ze względu na liczbę występujących operacji obliczeniowych. Samo wyliczenie oporów dla jednego miejsca k wymaga wielu operacji matematycznych, związanych z przekształceniem schematu złożonego z łańcucha niejednakowych cswórników pasywnych do jednego oporu zastępczego. Szczegółową strukturę algorytmu wyznaczającego przyrosty temperatury wymuszone przez źródła mocy oraz pochodzące od źródeł temperatury przedstawiono na rys. 5.



Rys. 5. Algorytm TEMP obliczeń rozkładu przyrostu temperatury wzdłuż liniowego i liniowego układu termokinetycznego

3. Uwzględnienie nieliniowości parametrów

Straty mocy wydzielone w torze oraz opory cieplne charakterystyczne dla przepływu mocy wzdłuż toru oraz oddawanie mocy do otoczenia są zwykle zależne od przyrostu temperatury toru. Konieczne jest zatem uzupełnienie algorytmu TEMP członem korygującym wymienione parametry zależnie od przyrostu temperatury i wprowadzenia iteracji. Organigram obliczeń numerycznych przedstawiono na rys. 6. Iteracja trwa aż do uzyskania żądanej dokładności wyliczeń.



Rys. 6. Organigram obliczeń rozkładu przyrostu temperatury wzdłuż nieliniowego linearnego układu termokinetycznego

4. Uwagi końcowe

Opracowany algorytm wykorzystano dla sporządzenia programów dla EMC (w języku Fortran i Basic). Przeprowadzono weryfikację poprawności metody i oprogramowania, wykorzystując znajomość analitycznego opisu rozkładu przyrostu temperatury dla toru złożonego z trzech odcinków jednorodnych. Programy wykorzystano przy analizie nagrzewania szczyty stykowych [1]. Istnieje możliwość bezpośredniego zastosowania programów przy obliczaniu obciążalności niejednorodnych linii kablowych lub torów prądowych urządzeń elektroenergetycznych.

LITERATURA

- [1] G. Bartodsziej; Modele elektrycznych złączy stykowych. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, s. Elektryka, z. 80, Gliwice 1982.

Recenzent: prof. dr hab. inż. Jan Maksymiuk

Wpłynęło do redakcji dnia 24.VII.1982 r.

ЧИСЛЕННОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ СТАЦИОНАРНОГО РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ
В НЕОДНОРОДНОМ ТОКОВЕДУЩЕМ ЭЛЕМЕНТЕ

Р е з ю м е

На основе аналогий между термическими и электрическими величинами показан метод численного определения стационарного распределения температуры вдоль неоднородного токоведущего элемента.

THE NUMERICAL DETERMINATION OF THE STATIONARY TEMPERATURE
DISTRIBUTION IN NON-HOMOGENEOUS CURRENT BUS BARS

S u m m a r y

The paper presents the method of the numerical determination of the stationary temperature distribution in a non-homogeneous busbar basing on the analogies between the electrical and heat values.